

Untersuchungen zur Berechnung der Dauerfestigkeit von randschichtgehärteten Diseleinspritzdüsen

Dissertation

zur Erlangung des akademischen Grades eines
DOKTORINGENIEURS
(Dr.-Ing.)

vorgelegt
der Fakultät für Maschinenbau
der Technischen Universität Ilmenau

von
Dipl.-Ing. Matthias Spickenreuther (FH)
geboren am 12.10.1976 in Weiden i. d. Opf.

Gutachter:

1. Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. rer. nat. (TU Ilmenau)
Christian Knedlik
2. Herr Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard Linß (TU Ilmenau)
3. Herr. Prof. Dr.-Ing. Joachim W. Bergmann (Bauhaus Universität
Weimar)

Tag der Einreichung: 10.10.2006

Tag der Verteidigung: 22.10.2007

urn:nbn:de:gbv:ilm1-2007000248

Für meine Frau Alexandra

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand neben meiner Tätigkeit in der Entwicklung von Dieseleinspritzdüsen bei der Siemens AG im Bereich Siemens VDO Automotive in Regensburg. Die wissenschaftliche und administrative Betreuung erfolgte durch den Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Ilmenau.

Meinem Doktorvater Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Dr. rer. nat. Christian Knedlik vom Lehrstuhl für Werkstoffe der Elektrotechnik der Technischen Universität Ilmenau danke ich herzlich für die Betreuung und Unterstützung meiner Arbeit, sowie für die Übernahme des Hauptreferats. Ganz besonderem Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim W. Bergmann vom Lehrstuhl der experimentellen Konstruktions- und Materialanalyse der Bauhaus Universität Weimar für die intensiven und richtungweisenden Gespräche als auch für die Übernahme des Koreferats. Ebenso danke ich Univ.-Prof. Dr.-Ing. Gerhard Linß vom Lehrstuhl für Qualitätssicherung der Technischen Universität Ilmenau für die Übernahme des Koreferats.

Siemens VDO sei für die Finanzierung der Experimente gedankt, Herrn Dr.-Ing. Maximilian Kronberger für die Genehmigung zur Durchführung der Dissertation, sowie Frau Dr.-Ing. Grit Krüger für die fachliche Betreuung von Seiten Siemens VDO und für die Bereitstellung der Ressourcen zur Durchführung der Experimente. An dieser Stelle dürfen die Kolleginnen und Kollegen der Dieseleentwicklung nicht unerwähnt bleiben. Hierbei seien besonders die Herren Alwin Perras und Michael Schüller für die Durchführung von Strukturanalysen, Herr Daniel Paul für die Durchführung der Lebensdauerberechnung und Herrn Klaus Lichtinger für den Aufbau und die Inbetriebnahme der Resonanzprüfmaschine genannt.

Von großer Hilfe waren auch die anregenden Diskussionen mit Herrn Rayk Thumser und Herrn Andreas Diemar von der MFPA Weimar, sowie deren stete Hilfsbereitschaft. Ohne die Strukturanalysen und die Berechnung der Spannungsintegrale von Herrn Diemar hätte ein großer Teil der Ergebnisse nicht vollständig ausgewertet werden

können.

Meinen Eltern danke ich für die Unterstützung während meiner gesamten Ausbildung.

Von Herzen möchte ich meiner Frau Alexandra für die entgegengebrachte Geduld bedanken. Ihr unermüdlicher Rückhalt und selbstloser Verzicht während der Entstehung dieser Arbeit haben diese erst möglich gemacht.

Regensburg, den 02.12.2007

Kurzfassung

Vorhandene Methoden und Richtlinien zur Berechnung der Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Dieseleinspritzdüsen liefern für sich alleine gesehen keine zufriedenstellenden Ergebnisse.

In verschiedenen Versuchsreihen wurden die für die hier vorliegenden Lastfälle relevanten Übertragungsfaktoren quantitativ ermittelt und den selektiv den veröffentlichten Methoden und Richtlinien entnommenen Berechnungsvorschlägen gegenübergestellt. Besonderes Augenmerk lag dabei auf der Oberflächenfeingestalt, der Mittelspannungsempfindlichkeit, der lokalen Härte und der absoluten Kerbgröße.

Basierend auf den Übertragungsfaktoren wurde nach dem örtlich-elastischen Konzept eine Berechnungsmethode vorgestellt. Die Überprüfung ihrer Anwendbarkeit anhand 11 unabhängiger Versuchsreihen lieferte befriedigende Resultate, die nur vom Versuchsumfang begrenzt werden.

Potentiale zur Steigerung der zulässigen Maximalbelastung wurden in der Oberflächenbeschaffenheit, dem Einbringen lastinduzierter Druckspannungen und für nadelhubgesteuerte Einspritzsysteme in der Berücksichtigung der tatsächlichen Betriebsbelastung gefunden.

Abstract

Published methods and guidelines for calculating the fatigue resistance of case hardened Diesel injection nozzels considered individually provide no sufficient results.

The values of the transfer parameters relevant for the loading cases at hand were determined by several test runs and compared to published propositions focusing especially on surface finish, mean stress influence, local hardness and notch size.

With this transfer parameters a calculating method basing on local elastic stress was created. Scrutineering the applicability with the help of 11 independent test runs, this method delivers satisfactory results only being limited by the testing effort.

Potentialities for increasing the maximal allowable loading supply the surface finish, load induced compressive stress and in case of needle lift controlled injection systems the consideration of the actual service loads.

Inhaltsverzeichnis

Formelzeichen	xvii
1 Einleitung	1
2 Stand der Technik	4
2.1 Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe unter zyklischer Belastung	4
2.1.1 Analytische Beschreibung von Lastwechselvorgängen	4
2.1.2 Die Wöhlerlinie	6
2.1.3 Versagenskriterien	10
2.2 Auslegungskriterien für Bauteile	13
2.3 Einflussparameter auf die Lebensdauer	14
2.3.1 Einflüsse aus der Belastung	16
2.3.2 Einflüsse aus der Belastbarkeit	18
2.4 Berechnungskonzepte	21
2.4.1 Konzepte auf Grundlage von elastischen Verformungen	22
2.4.2 Konzepte auf Grundlage von elastisch-plastischen Verformungen	24
2.4.3 Konzepte auf Grundlage von Rissen	24
2.5 Mehrachsigkeit	25
2.5.1 Normalspannungshypothese	26
2.5.2 Schubspannungshypothese	27
2.5.3 Gestaltänderungsenergiehypothese	27
2.5.4 Schubspannungsintensitätshypothese	28
2.5.5 Methode der kritischen Ebene	29
2.5.6 Dang Van Kriterium	30
2.6 Verfahren zur Bestimmung der Dauerfestigkeit	30
2.6.1 Treppenstufenverfahren	32
2.6.2 Probitverfahren	32
2.6.3 Abgrenzungsverfahren	33
2.6.4 <i>arcsin</i> -Verfahren	34
2.6.5 Verfahren nach Locati	34

2.6.6	Verfahren nach Prot	35
2.7	Übertragbarkeit	35
2.8	Richtlinien zur Bemessung von zyklisch belasteten Bauteilen	39
3	Zielsetzung	42
4	Berechnungsansatz und dazugehörige Übertragungsfaktoren	46
4.1	Vorstellung des gegebenen Lastfalls	46
4.1.1	Geometrie einer Dieseleinspritzdüse	46
4.1.2	Probenfertigung	47
4.1.3	Lasten	49
4.2	Formelmäßige Berücksichtigung der Parameter	52
4.2.1	Lokale Dauerfestigkeit infolge der inhomogenen Materialeigenschaften	52
4.2.2	Mittelspannungseinfluss	56
4.2.3	Eigenspannungseinfluss	59
4.2.4	Oberflächeneinfluss	61
4.2.5	Spannungsmechanische Stützwirkung	64
4.2.6	Statistischer Größeneinfluss	70
4.2.7	Mehrachsigkeit	76
4.3	Auswahl der Ermittlungsmethode	79
4.3.1	Versuchskonzept	79
4.3.2	Statistische Auswertung	80
4.3.3	Statistische Verteilung der Festigkeitswerte im Dauerfestigkeitsgebiet	81
4.4	Vorstellung der Berechnungsmethode	87
5	Experimentelle Untersuchungen	91
5.1	Versuchsprogramm	91
5.1.1	Bezugskerbgrundfestigkeit	91
5.1.2	Mittelspannungseinfluss unter Innendruckbelastung	92
5.1.3	Härteeinfluss	93
5.1.4	Oberflächeneinfluss	94

5.1.5	Größeneinfluss	95
5.1.6	Mittelspannungsempfindlichkeit von Rundproben unter Biegebelastung	96
5.1.7	Versuchsprogramm im Überblick	99
5.2	Prüfstandsbeschreibung	101
5.2.1	Hochdruckimpulsprüfstand	101
5.2.2	Resonanzprüfmaschine	103
5.3	Versuchsergebnisse	107
5.3.1	Dauerfestigkeiten	107
5.3.2	Zeitfestigkeit	108
5.3.3	Lebensdauern	110
5.4	Ermittlungsgenauigkeit der Festigkeitsverteilung . . .	114
5.4.1	Lageparameter	121
5.4.2	Streuparameter	125
5.5	Einfluss der Streuung der Kerbgrundbeanspruchung auf die Dauerfestigkeit	127
5.6	Spannungsanalyse	130
5.7	Fraktographie	136
6	Diskussion der Ergebnisse	138
6.1	Auswertung der Versuchsergebnisse	138
6.1.1	Mittelspannungsempfindlichkeit bei niedrigen Mittellasten	138
6.1.2	Kerbgrundwechselfestigkeit und Härteeinfluss	147
6.1.3	Oberflächeneinfluss	151
6.1.4	Größeneinfluss	156
6.1.5	Mittelspannungsempfindlichkeit für hohe Mittellasten	168
6.2	Auswertung der Berechnung	173
6.2.1	Übertragung auf andere Geometrien	173
6.2.2	Einfluss der Kerbgrundfestigkeiten	183
6.2.3	Vergleich der Verteilungsfunktionen	187
6.2.4	Vergleich der Vergleichsspannungshypothesen	190
6.3	Ableitung einer Bemessungsgrundlage	193

6.3.1	Extrapolation auf niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten	193
6.3.2	Bewertung des Streuverhaltens	195
6.3.3	Auswahl eines geeigneten Verteilungsmodells .	199
6.4	Betriebsfeste Auslegung	203
7	Schlussfolgerung und Ausblick	207
	Literaturverzeichnis	215
	Anhang	234
A	Anhang	234
A.1	Zeichnungen und FE-Netze	234
A.2	Versuchsergebnisse im Einzelnen	239
A.3	Funktionsprinzip der Dieseleinspritzung	255
A.3.1	Druckgesteuerte Systeme	255
A.3.2	Nadelhubgesteuerte Systeme	257
A.3.3	Vergleich der Betriebslasten	259
A.4	Berechnungsvorschläge aus der Literatur	264
A.4.1	FVV Vorhaben Autofrettage III	264
A.4.2	FKM-Richtlinie	268
B	Thesen der Arbeit	275
C	Erklärung	277

Abbildungsverzeichnis

1	Größen zur Beschreibung eines idealisierten Schwingspiels	5
2	Beanspruchungsbereiche im Haigh-Diagramm	6
3	Schematischer Aufbau einer Wöhlerlinie	9
4	Stufenförmige Wöhlerlinie eines Einsatzstahls [NK99]	10
5	Stadien der Rissausbreitung	12
6	Schema einer Lebensdauerberechnung	15
7	Schnitt durch eine P-Typ-Dieseinspritzdüse	48
8	Schnitt durch den Kuppenbereich einer P-Typ-Dieseinspritzdüse	48
9	Wärmebehandlungsprozess der Dieseinspritzdüsen .	49
10	Nicht aufgekohlte Bereiche der Düse	50
11	Schematische Darstellung aller mechanischen, auf eine Düse wirkenden Lasten	51
12	Verlauf der lokalen Wechselfestigkeit über die lokale Härte	55
13	Dauerfestigkeitslinie im Haigh-Diagramm nach den Vorschlägen von Goodman, Gerber und Haibach unter Annahme identischer Wechsel- und Schwingfestigkeitswerte [HW94]	60
14	Verlauf der Mittel- (M^*) und Eigenspannungsempfindlichkeit (m) über die Zugfestigkeit [Woh88]	61
15	Vergleich des Oberflächeneinflusses in Abhängigkeit von der Rauigkeit	64
16	Definition des bezogenen Spannungsgefälles χ^* am Beispiel eines gekerbten Rundstabes	66
17	Vergleich der Berechnungsmethoden der spannungsmechanischen Stützziffer auf der Grundlage des bezogenen Spannungsgefälles	69
18	Schematischer Aufbau eines vielkristallinen Metallgefüges [KE82]	70
19	Vergleich der Verteilungsfunktionen in Lastrichtung bei linearer Achsenteilung	86

20	Vergleich der Verteilungsfunktionen in Lastrichtung bei logarithmischer Achsenteilung	87
21	Last-Zeit-Verlauf der dynamischen Prüfungen	101
22	Schematischer Prüfstands Aufbau der Hochdruckimpulsprüfung	103
23	Schematische Funktionsweise der 3-Punkt-Biegung	106
24	Schematischer Prüfstands Aufbau der Kuppenfestigkeitsprüfung	107
25	Wöhlerlinie des Basisdüsendesigns	110
26	Statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen	111
27	Ereigniswahrscheinlichkeit bei den Prüfungen mit der Resonanzprüfmaschine mindestens k Prüflinge in Abhängigkeit von ihrer Anzahl fälschlicherweise als Durchläufer gewertet zu haben	114
28	Grenzen des 95%-Vertrauensintervalls für einen Stichprobenumfang von $n = 10$	119
29	Normierte Dauerfestigkeitsverteilung mit den Grenzen des 95%-Vertrauensintervalls für einen Stichprobenumfang von $n = 10$	121
30	Bestimmung der Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters	122
31	Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters für die Logitverteilung in Abhängigkeit von den Ausfallwahrscheinlichkeiten der Versuchsergebnisse	124
32	Bestimmung der Ermittlungsgenauigkeit des Streuparameters am Beispiel der Logitverteilung	125
33	Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters für die Logitverteilung in Abhängigkeit von den Ausfallwahrscheinlichkeiten der Versuchsergebnisse	127
34	Einfluss der wichtigsten Toleranzparameter auf die mittlere dauerfest ertragbare Druckschwingbreite	129
35	Ermittlung des bezogenen Spannungsgefälles am Spickel	132
36	Ermittlung der linear-elastischen Formzahlen	133

37	Spannungsanalyse und Fraktographie im Spickelbereich (Ebene der größten Hauptspannung)	136
38	Versuchsergebnisse zur Untersuchung des Mittelspannungseinflusses dargestellt im Haigh-Diagramm . . .	139
39	Vergleich der Ansätze zur mathematischen Beschreibung des Mittelspannungseinflusses dargestellt im Haigh-Diagramm	141
40	Vergleich der experimentell ermittelten Abhängigkeit der Festigkeit von der Härte zu Berechnungsvorschlägen aus der Literatur	148
41	Ertragbare Spannungsamplitude in Abhängigkeit von der Kerbgröße	157
42	Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit dem statistischen Größeneinfluss in Abhängigkeit vom Weibullexponenten und der Vergleichsspannungshypothese	163
43	Haigh-Diagramm der Werkstoffproben verglichen mit den Bauteilproben, dargestellt für Kerbgrundspannungen gebildet nach der NH	172
44	Haigh-Diagramm der Werkstoffproben verglichen mit den Bauteilproben, dargestellt für Kerbgrundspannungen gebildet nach der GEH	172
45	Darstellung der Gütegrade der 11 Versuchsreihen im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz	176
46	Darstellung der Gütegrade der 11 Versuchsreihen im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz	178
47	Fraktile der F-Verteilung für jeweils 10 Freiheitsgrade nach [Pok94]	190
48	Sicherheitszahl j in Abhängigkeit von der zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,z}$ bei Zugrundelegung einer Logitverteilung und einer Streuung in Lastrichtung von $T_L = 1,16$	202
49	(Mittlere) Lebensdauerlinie des Basisdesigns für die Common-Rail-Standardlastfolge	205

50	Maximal zulässiger Betriebsdruck (relativ) in Abhängigkeit von der Ausfallwahrscheinlichkeit für 240.000 <i>km</i> , 480.000 <i>km</i> und unendliche Lebensdauer	206
51	Skizze des Basisprüflings	234
52	Zeichnung der Rohrprobe für den statistischen Größeneinfluss	235
53	Zeichnung der Biegeprobe	236
54	FE-Netz des Kerbgrundes am Spickel	237
55	FE-Netz des Kerbgrundes an der Spritzlocheinlaufkante	237
56	FE-Netz des Kerbgrundes der Rohrprobe	238
57	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 1	240
58	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 2	241
59	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 3	242
60	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuchs zur Mittelspannungsempfindlichkeit 4	243
61	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zum Oberflächeneinfluss	244
62	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zum Randhärteeinfluss	245
63	Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche der Rohrprobe	246
64	Wöhlerdiagramm der Kuppenfestigkeitsversuche an der Spritzlocheinlaufkante	247
65	Wöhlerdiagramm der Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0$	248
66	Wöhlerdiagramm der Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,5$	249
67	Wöhlerdiagramm der Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,7$	250
68	Statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen unter Innendruck	253

69	Statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen geprüft auf der Resonanzprüfmaschine	253
70	Gemessener Verlauf der lokalen Härte senkrecht zur Oberfläche ausgehend vom Kerbgrund für alle untersuchten Kerbgeometrien	254
71	Statistische Auswertung exemplarisch dargestellt an der Versuchsreihe des Basisdüsendesigns.	254
72	Schnitt durch einen Piezo-Common-Rail-Injektor . .	259
73	Schematischer Druck-Zeitverlauf verursacht von einem Einspritzereignis für beide Typen von Einspritzsystemen	261
74	Schematischer Aufbau eines Lastkollektives für nadelhubgesteuerte Systeme nach [BHS03]	262
75	Vergleich der Fülligkeiten der Lastkollektive beider Systeme (schematisch)	262
76	Rainflow-Matrix der Standardlastfolge	263

Tabellenverzeichnis

1	Vorschläge für die Ecklastspielzahl N_D	8
2	Zur Übertragung notwendige Parameter und ihre formelmäßige Erfassung	38
3	Richtlinien auf Basis von Nennspannungen	39
4	Stützziffern n_{st}	74
5	Ableitung des Weibullexponenten κ von der Festigkeitsstreuung T_L	76
6	Versuchsprogramm	99
7	Mittlere Kerbgrunddauerfestigkeit, montagebedingte Unterspannung und Streuspanne der Versuchsreihen .	108
8	Ergebnis der Spannungsanalyse des Basisdüsendesigns	132
9	Oberflächenbezogene Spannungsintegrale I_A des Spickels	134
10	Ergebnis der Spannungsanalyse der Rohrprobe	134
11	Oberflächenbezogene Spannungsintegrale I_A der Rohrprobe	135
12	Ergebnis der Spannungsanalyse der Spritzlochverschneidung	135
13	Oberflächenbezogene Spannungsintegrale I_A der Spritzlochverschneidung	135
14	Parameter der einzelnen Ansätze unter Zugrundelegung der NH	140
15	Bestimmtheitskoeffizient für die Goodman-Gerade in Abhängigkeit von der zugrundegelegten Mittelspannungsempfindlichkeit M	144
16	Parameter der einzelnen Ansätze unter Zugrundelegung der GEH	146
17	Vergleich der Wechselfestigkeit zwischen Rechnung und Experiment	148
18	Vergleich der Wechselfestigkeit berechnet nach MURAKAMI mit den Versuchsergebnissen	151
19	Messwerte des Kerbgrundes gemittelt aus jeweils fünf Proben	152

20	Oberflächenfaktoren F_O für den Spickelbereich berechnet aus der Oberflächenrauigkeit	153
21	Lokale Dauerwechselfestigkeiten der drei Kerbgeometrien	158
22	Bezüglich Härte und Oberflächenrauheit korrigierte, lokale Dauerwechselfestigkeiten der drei Kerbgeometrien	158
23	Wechselfestigkeiten und Bestimmtheitskoeffizienten der einzelnen Ansätze zum spannungsmechanischen Größeneinfluss mit der Kerbgrundfestigkeit des Spickels als Bezugsgröße	160
24	Wechselfestigkeiten und Bestimmtheitskoeffizienten der einzelnen Ansätze zum spannungsmechanischen Größeneinfluss mit optimierter Kerbgrundfestigkeit .	161
25	Vergleich zwischen den berechneten und experimentell ermittelten Wechselfestigkeiten für die Ansätze der SWL 1981 und Schütz	162
26	Vergleich zwischen den berechneten und experimentell ermittelten Wechselfestigkeiten für den statistischen Größeneinfluss	165
27	Wechselfestigkeiten, Weibullexponenten und Bestimmtheitskoeffizienten der kombinierten Ansätze mit der Kerbgrundfestigkeit des Spickels als Bezugsgröße	166
28	Wechselfestigkeiten, Weibullexponenten und Bestimmtheitskoeffizienten der kombinierten Ansätze mit optimierter Kerbgrundfestigkeit	167
29	Ergebnis der statistischen Auswertung der Trivialmethode	175
30	Eingangsgrößen zur Berechnung der ertragbaren Druckschwingbreite Δp	177
31	Auswertung der Gütegrade unter Verwendung der einheitlichen Kerbgrundspannung des Basisdesigns . . .	177
32	Auswertung der Gütegrade unter Verwendung der Kerbgrundfestigkeit nach dem Ansatz von MURAKAMI	184
33	Auswertung der Gütegrade unter Verwendung der einheitlichen Kerbgrundfestigkeit aus Tabelle 14 bzw 16	185

34	Auswertung der Gütegrade η der 11 Versuchsreihen in Abhängigkeit von der Vergleichsspannungshypothese und der Verteilungsfunktion	187
35	Quotienten der Varianzen der Gütegrade	189
36	Streuspannen T_L aller untersuchten Versuchsreihen .	196
37	Gegenüberstellung der Streuspannen T_L ermittelt aus Bauteilversuchen im Vergleich zu Literaturwerten . .	197
38	Auswertung der Gütegrade unter Verwendung einer einheitlichen Streuspanne $T_L = 1,16$	199
39	Innendruckschwellversuche Basisdüsendesign	239
40	Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 1	240
41	Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 2	241
42	Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 3	242
43	Innendruckschwellversuch zur Mittelspannungsempfindlichkeit 4	243
44	Innendruckschwellversuche zum Oberflächeneinfluss .	244
45	Innendruckschwellversuche zum Randhärteeinfluss . .	245
46	Innendruckschwellversuche der Rohrprobe	246
47	Kuppenfestigkeitsversuche an der Spritzlocheinlaufkante	247
48	Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0$	248
49	Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,5$	249
50	Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,725$	250
51	Einzelergbnis der Versuchsreihen zur Bestimmung des Mittelspannungseinflusses	251
52	Versuchs- und Berechnungsergebnisse der 11 unabhängigen Versuchsreihen ausgewertet nach der NH	251
53	Versuchs- und Berechnungsergebnisse der 11 unabhängigen Versuchsreihen ausgewertet nach der GEH	252

Formelzeichen

Lateinische Formelzeichen

a	$[HVmm^2/N]$	Parameter zur Beschreibung der lokalen Festigkeit nach VELTEN
a	$[mm]$	Hebelarm der Biegevorrichtung
a	$[-]$	Materialkennwert für Dang Van Kriterium
A	$[mm^2]$	Fläche
a_G	$[-]$	Konstante
$a_{R,\sigma}$	$[-]$	Konstante
b	$[N/mm^2]$	Parameter zur Beschreibung der lokalen Festigkeit nach VELTEN
B	$[N/mm^2]$	Materialkennwert für Dang Van Kriterium
b_G	$[N/mm^2]$	Konstante
d	$[mm]$	Prüfquerschnittsdurchmesser
c_1	$[-]$	$(1 - \frac{\alpha}{2})$ - Fraktil der Standardnormalverteilung
c_2	$[-]$	$(1 - \frac{\alpha}{2})$ - Fraktil der χ^2 -Verteilung
c_3	$[-]$	$\frac{\alpha}{2}$ - Fraktil der χ^2 -Verteilung
c_3	$[-]$	$(1 - \alpha)$ - Fraktil der $F(n_I - 1; n_{II} - 1)$ -Verteilung
D	$[-]$	Schadenssumme
E	$[N/mm^2]$	Elastizitätsmodul
F_a	$[N]$	Kraftamplitude
F_{ax}	$[N]$	Axialkraftbelastung
F_m	$[N]$	Mittelkraft
F_O	$[-]$	Oberflächenfaktor
f	$[1/s]$	Frequenz
$f_{w,\tau}$	$[-]$	Schubwechselfestigkeitsfaktor
$g(x, y, z,)$	$[-]$	bezogene Spannungsfunktion
HV	$[HV]$	Härte nach Vickers
I	$[mm^2/mm^3]$	Spannungsintegral

I_0	$[mm^2/mm^3]$	Spannungsintegral der Bezugsprobe
j	$[-]$	Sicherheitsfaktor
k	$[-]$	Wöhlerlinienneigung
k	$[-]$	Anzahl der eingetretenen Ereignisse
K	$[N/mm^2\sqrt{m}]$	Spannungsintensitätsfaktor
k_b	$[-]$	Anpassungsfaktor
KG	$[\mu m]$	mittlerer Korndurchmesser
K_t	$[E^I]$	Formzahl
$K_{t,p}$	$[N/mm^2bar]$	Formzahl für Innendruckbelastung
$K_{t,ax}$	$[N/mm^2N]$	Formzahl für Axialbelastung
L	$[E^{II}]$	Last (-horizont), Belastung
\bar{L}	$[E^{II}]$	mittlere (Last-) Dauerfestigkeit
L_a	$[E^{II}]$	Lastamplitude
L_{ax}	$[N]$	Axialkraftbelastung
l_c	$[mm]$	kritische Rißlänge
L_c	$[E^{II}]$	Lageparameter der Festigkeitsverteilung
L_o	$[E^{II}]$	Oberlast
L_p	$[bar]$	Innendruckbelastung
L_u	$[E^{II}]$	Unterlast
M	$[-]$	Mittelspannungsempfindlichkeit
M_b	$[Nm]$	Biegemoment
$M_{b,a}$	$[Nm]$	Biegemomentamplitude
$M_{b,m}$	$[Nm]$	Biegemittelmoment
M_e	$[-]$	Eigenspannungsempfindlichkeit
M_m	$[-]$	Mittelspannungsempfindlichkeit
n	$[-]$	Anzahl der Prüflinge, Stichprobenumfang
N	$[-]$	Mächtigkeit der Grundgesamtheit
N	$[-]$	Lastspielzahl
\bar{N}	$[-]$	mittlere Lebensdauer, mittlere Lastspielzahl
N_D	$[-]$	Ecklastspielzahl
N_G	$[-]$	Grenzlastspielzahl
n_{sm}	$[-]$	spannungsmechanische Stützziffer
n_{st}	$[-]$	statistische Stützziffer

p	[bar]	Innendruck
p_o	[bar]	Maximaldruck eines Lastspiels
p_u	[bar]	Minimaldruck eines Lastspiels
P	[—]	Wahrscheinlichkeit
P_A	[—]	Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_{A,c}$	[—]	charakteristische Ausfallwahrscheinlichkeit
$P_{A,i,o}$	[—]	obere Vertrauensintervallgrenze
$P_{A,i,u}$	[—]	untere Vertrauensintervallgrenze
$P_{A,z}$	[—]	zulässige Ausfallwahrscheinlichkeit
p_e	[bar]	Einspritzdruck
P_f	[—]	Fehlerwahrscheinlichkeit
P_{SWT}	[N/mm ²]	Schadensparameter
p_t	[bar]	Transferdruck
$P_{\ddot{U}}$	[—]	Überlebenswahrscheinlichkeit
q	[—]	Kerbempfindlichkeitszahl
r	[—]	Anzahl der gebrochenen Proben
r	[mm]	Kerbradius
R	[—]	Spannungsverhältnis
R^2	[—]	Bestimmtheitsmaß
R_L	[—]	Lastverhältnis
R_m	[N/mm ²]	Zugfestigkeit
$R_{m,N,min}$	[N/mm ²]	minimale Zugfestigkeit
$R_{p0,2}$	[N/mm ²]	Streckgrenze
R_{σ}	[—]	Spannungsverhältnis
R_t	[μm]	Rauhtiefe
R_z	[μm]	gemittelte Rauhtiefe
s	[—]	Faktor
s	[—]	Standardabweichung
S	[N/mm ²]	Hauptspannung
$s_{\Delta p}$	[bar]	Streuung der Kerbgrundfestigkeit
$s(\gamma_L)$	[—]	Standardabweichung der Ermittlungsgenauigkeit
s_g	[mm]	Gleitschichtbreite
s_L	[E ^{II}]	Standardabweichung

s_{xi}	$[E^{III}]$	Streuung des Parameters i
$s_{\log L}$	$[E^{II}]$	logarithmische Standardabweichung, Streuparameter der Festigkeitsverteilung
$s_{\eta, \log}$	$[-]$	Standardabweichung des Gütegrades (logarithmisches Merkmal)
s_{η}	$[-]$	Standardabweichung des Gütegrades (lineares Merkmal)
s_{SE}	$[-]$	Standardabweichung der Streueinflüsse
$s(\sigma_i)$	$[-]$	Standardabweichung der Kerbgrundspannung
t	$[s]$	Zeit
T	$[-]$	Streuspanne
T_A	$[-]$	Streuspanne des Gütegrades
T_L	$[-]$	Streuspanne in Lastrichtung
T_N	$[-]$	Streuspanne in Lastspielzahlrichtung
u	$[-]$	standardisierte Merkmalsgröße
$u_{i,o}$	$[-]$	standardisierte Merkmalsgröße der oberen Vertrauensintervallgrenze
$u_{i,u}$	$[-]$	standardisierte Merkmalsgröße der unteren Vertrauensintervallgrenze
u_z	$[-]$	standardisierte Merkmalsgröße der zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeit
V	$[mm^3]$	Volumen
V_i	$[mm^3]$	Volumenelement i
V_0	$[mm^3]$	Bezugsvolumen
W_b	$[mm^3]$	(Biege-) Widerstandsmoment
x	$[-]$	Anpassungsfaktor
X	$[-]$	Zufallsvariable
X_i	$[E^{III}]$	(Toleranz-) Parameter i
x, y, z	$[mm]$	Raumkoordinaten
z	$[-]$	Quantil der Normalverteilung

Griechische Formelzeichen

α	$[^\circ]$	Neigung der Goodmangerade
α	$[-]$	Vertrauensniveau

α_k	$[-]$	Formzahl
β_k	$[-]$	Kerbwirkungszahl
$\Delta(\Delta p)$	$[bar]$	Änderung der ertragbaren Druckschwingbreite
ΔL	$[E^{II}]$	Lastschwingweite
$\Delta \bar{L}$	$[E^{II}]$	Streubereich des Mittelwertes der Dauerfestigkeit
Δp	$[bar]$	Druckschwingbreite
$\Delta P_{A,i,o}$	$[-]$	obere Streubereichsgrenze der Ausfallwahrscheinlichkeit der Grundgesamtheit
$\Delta P_{A,i,u}$	$[-]$	untere Streubereichsgrenze der Ausfallwahrscheinlichkeit der Grundgesamtheit
Δr	$[mm]$	Änderung des Verrundungsradiuses
Δs_L	$[E^{II}]$	Streubereich der Standardabweichung der Dauerfestigkeit
$\Delta \sigma$	$[N/mm^2]$	Spannungsschwingweite
$\Delta u_{i,o}$	$[-]$	obere Streubereichsgrenze der standardisierten Merkmalsgröße der Grundgesamtheit
$\Delta u_{i,u}$	$[-]$	untere Streubereichsgrenze der standardisierten Merkmalsgröße der Grundgesamtheit
η	$[-]$	Gütegrad
$\bar{\eta}$	$[-]$	mittlerer Gütegrad
ϵ_a	$[\mu m/m]$	absolute Dehnungsamplitude
γ_L	$[-]$	relative Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters
γ_s	$[-]$	relative Ermittlungsgenauigkeit des Streuparameters
κ	$[-]$	Weibullexponent
ρ	$[mm]$	Kerbradius
ρ^*	$[mm]$	Ersatzstrukturlänge
ρ_F	$[mm]$	fiktiver Kerbradius
σ	$[N/mm^2]$	Spannung
σ_0	$[N/mm^2]$	Bezugspannung
σ_a	$[N/mm^2]$	Spannungsamplitude, Spannungsausschlag
$\bar{\sigma}_a$	$[N/mm^2]$	mittlere, dauerfest ertragbare Spannungsamplitude
$\sigma_{a,i}$	$[N/mm^2]$	mittlere, dauerfest ertragbare Spannungsamplitude der Versuchsreihe i

$\hat{\sigma}_{a,i}$	$[N/mm^2]$	nach der zugrundegelegten Formel berechneter Wert der Spannungsamplitude ($\hat{\sigma}_{a,i} = f(\sigma_{m,i})$)
$\bar{\sigma}_{a,i}$	$[N/mm^2]$	Mittelwert der mittleren, dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude der Versuchsreihe i
σ_B	$[N/mm^2]$	Zugfestigkeit
σ_D	$[N/mm^2]$	lokale Dauerwechselfestigkeit des Kerbgrundes
σ_E	$[N/mm^2]$	Eigenspannung
σ_i	$[N/mm^2]$	lokale Spannung im Element i
σ_m	$[N/mm^2]$	Mittelspannung
σ_{max}	$[N/mm^2]$	Maximalspannung in einer Schnittebene
σ_o	$[N/mm^2]$	Oberspannung
σ_S	$[N/mm^2]$	Streckgrenze
σ_{Si}	$[N/mm^2]$	Hauptnormalspannung
σ_u	$[N/mm^2]$	Unterspannung
σ_v	$[N/mm^2]$	Vergleichspannung
σ_w	$[N/mm^2]$	lokale Wechselfestigkeit
σ_{zdW}	$[N/mm^2]$	Zug-Druckwechselfestigkeit
τ_{int}	$[N/mm^2]$	Effektivwert der Schubspannung
τ_{okt}	$[N/mm^2]$	Oktaederschubspannung
ω	$[1/s]$	Kreisfrequenz
χ^*	$[1/mm]$	bezogenes Spannungsgefälle

Variable Einheit E^I):

Die Last L ist eine Variable für jede beliebige Belastungsart wie z. B. Druck, Kraft oder Spannung. Nach Gleichung 107 variiert die Einheit der Formzahl je nach betrachteter Lastart L .

Variable Einheit E^{II}):

Die Last L ist eine Variable für jede beliebige Belastungsart wie z. B. Druck, Kraft oder Spannung. Dementsprechend nimmt E^{II} die Einheit der betrachteten Lastart L an.

Variable Einheit E^{III}):

X_i ist eine Variable für jeden Parameter der Einfluss auf die Streuung der Kerbgrundspannung hat. E^{III} richtet sich daher nach der Einheit des Parameters i (z. B. mm für Geometrieparameter; N für die Montagekraft).

Indizes

0	Bezug
1, 2, 3	Hauptspannungsrichtungen
A	Oberfläche
ax	axial
F	Kraft
i	Zähler
j	Zähler
L	Last
p	Druck
σ	Spannung
v	Vergleich
V	Volumen

Abkürzungen

BEM	Boundary-Element-Method
DMS	Dehnmessstreifen
DFL	Druckfließläppen
DIN	Deutsche Industrienorm
DoE	Design of Experiments, statistische Versuchsplanung
ECM	elektro-chemischer Materialabtrag
FEM	Finite-Element-Method
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
FVV	Forschungsvereinigung Verbrennungsmotoren
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese
GG	Grundgesamtheit
HCF	High Cycle Fatigue
IIW	International Institute of Welding
LCF	Low Cycle Fatigue
NH	Normalspannungshypothese
OSH	Oktaederschubspannungshypothese
PKW	Personenkraftwagen
ppm	parts per million
REM	Rasterelektronenmikroskop

<i>SH</i>	Schubspannungshypothese
<i>SIH</i>	Schubspannungsintensitätshypothese
<i>SP</i>	Stichprobe
<i>SWL</i>	Synthetische Wöhlerlinien
<i>TGL</i>	Technische Güte und Lieferbedingungen
<i>VDI</i>	Verein deutscher Ingenieure
<i>VE</i>	Versuchsende
<i>VHCF</i>	Very High Cycle Fatigue
<i>VR</i>	Versuchsreihe

1 Einleitung

Seit seiner Erfindung durch Rudolf Diesel (1858 bis 1913) wurde der Dieselmotor wegen seiner Sparsamkeit hauptsächlich im Nutzfahrzeugbereich eingesetzt. Im PKW-Sektor spielte er wegen der geringen Leistungsausbeute, der hohen Geräuscentwicklung und der starken Rußemissionen eher eine untergeordnete Rolle. Erst in den letzten 15 Jahren hat die Beliebtheit des Selbstzünders auch bei PKW stark zugenommen. Lag der Anteil der Dieselfahrzeuge in Europa am Neuwagenmarkt Anfang der 90er noch bei 20 %, so ist im Jahr 2005 bereits jeder zweite Neuwagen mit einem Dieselmotor ausgerüstet [Feh]. Diese Entwicklung ist hauptsächlich auf die Einführung aufgeladener, direkteinspritzender Dieselmotoren zurückzuführen.

Dieses Brennverfahren erzielt deutliche Verbesserungen im Kraftstoffverbrauch, der spezifischen Leistung und im Emissionsverhalten, so dass der Dieselmotor seine bis dahin nicht von der Hand zu weisenden Nachteile gegenüber dem Ottomotor wettmachen konnte. Mittlerweile haben Dieselmotoren sogar Einzug in die automobiler Oberklasse gehalten.

Maßgebend für diese Entwicklung war die Optimierung des Verbrennungsprozesses. Von Seiten des Einspritzsystems wird diese durch eine effektivere Strahlaufbreitung erreicht. Dazu sind sehr kleine Spritzlöcher mit einem Durchmesser von nur 0,1 mm bis 0,2 mm notwendig. Um die notwendige Kraftstoffmenge in der gegebenen Zeit dem Brennraum zuführen zu können, liegt der Einspritzdruck im Vergleich zu Ottomotoren oder Vorkammerdieselmotoren deutlich höher. So sind heute bei nadelhubgesteuerten Systemen Einspritzdrücke bis 1800 bar und bei druckgesteuerten Systemen Einspritzdrücke von 2100 bar Stand der Technik¹.

Um die vom Gesetzgeber weiter verschärften Emissionsgrenzwerte einhalten zu können, sind weitreichende Verbesserungen am Verbrennungsprozess und speziell am Einspritzsystem notwendig. Ein Ansatzpunkt ist eine optimierte Strahlaufbreitung durch die weitere

¹Eine genaue Beschreibung der Systeme findet sich im Anhang.

Anhebung des Einspritzdruckes.

Mit zunehmendem Einspritzdruck ergeben sich für die Komponenten des Einspritzsystems erhöhte Anforderungen bezüglich Verschleiß- und Dauerbruchfestigkeit. Inzwischen ist man bei Belastungen angekommen, die höchste Anforderungen an das Material und auch die Konstruktion der Bauteile stellen. Das Versagen einer Komponente würde nicht nur zum Ausfall des Einspritzsystems und damit des gesamten Motors führen, was ein Liegenbleiben zur Folge hätte, sondern durch den austretenden Kraftstoff kann auch eine Gefahr für Leib und Leben aller Verkehrsteilnehmer entstehen.

Für die Auslegung der Einspritzkomponenten muss daher besondere Sorgfalt aufgewendet werden, um die Funktionalität, aber auch die Sicherheit und Zuverlässigkeit gewährleisten zu können.

Bei der Weiterentwicklung der Festigkeit ist allerdings zu beachten, dass, entgegengesetzt zum allgemeinen Maschinenbau, bei innenhochdruckbelasteten Bauteilen eine Erhöhung der Wandstärke nicht zwingend zu einer Steigerung der Festigkeit führt [BVDL04].

Moderne Einspritzsysteme bestehen aus vielen hochdruckführenden Bauteilen. Eines davon, das in jedem Einspritzsystem verbaut ist, ist die Einspritzdüse. Die Anforderungen an Material und Konstruktion dieses Bauteils sind besonders hoch, da es neben mechanischen Belastungen aus dem Innendruck und der Bewegung der Ventildüse auch durch hohe Temperaturen beansprucht wird. Durch die Verwendung eines Einsatzstahls als Konstruktionswerkstoff kann der Spagat zwischen aus verschleißtechnischen Gründen notwendiger Härte und festigkeitsrelevanter Duktilität geschaffen werden.

Durch die systemabhängig häufig sehr fülligen Lastkollektive und die hohen Anforderungen an die Zuverlässigkeit, ist nur eine dauerfeste Auslegung der Einspritzdüse zulässig. Zur Auslegung von zyklisch belasteten Bauteilen findet sich eine große Anzahl an Berechnungsvorschlägen und Regelwerken, die aber alle in ihrer Anwendung selbst für eine dauerfeste Auslegung unzureichend sind². Für die Auslegung zukünftiger Düsenvarianten ist daher eine genaue Betrachtung des Dauerfestigkeitsverhaltens des Konstruktionswerkstoffes und aktuel-

²Siehe auch Kapitel 2.8.

ler Düsenkonstruktionen notwendig.

Die Analyse der zyklischen Festigkeit von Bauteilen erfolgt heute mit verschiedenen Techniken. In der Automobilindustrie reichen diese vom Fahrversuch über prüfstandsgestützte Methoden bis hin zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung. Üblicherweise werden rechnerische und experimentelle Techniken zur Beurteilung des Festigkeitsverhaltens parallel eingesetzt. Zwar ist die Genauigkeit von rechnerischen Lebensdauerberechnungen derzeit noch nicht ausreichend, um versuchsbasierte Methoden beim Nachweis der Festigkeit, also der Freigabe von Bauteilen, zu ersetzen, jedoch können sie erfolgreich in Vorentwicklung und Konstruktion eingesetzt werden, um Entwicklungsrichtungen und Optimierungspotentiale anzugeben. Ebenso können die Erkenntnisse zur Reduktion und Zeitraffung von Versuchen verwendet werden. Ein optimales Ergebnis des Auslegungsprozesses erhält man durch eine, an die verschiedenen Entwicklungsphasen angepasste Auswahl unterschiedlicher Techniken und der Kombination der Verfahren [DKBK94].

Mit den Untersuchungen dieser Arbeit zum Dauerfestigkeitsverhalten aktueller Einspritzdüsen soll, abgesichert durch experimentelle Ergebnisse, ein Beitrag zur Optimierung der rechnerischen, dauerfesten Auslegung von einsatzgehärteten, innenhochdruckbelasteten Bauteilen geleistet werden.

Das Ende der dreißiger Jahre von GASSNER [Gas39], für die Belange der Flugzeugindustrie entwickelte Gebiet der Betriebsfestigkeit, hat inzwischen für viele weitere Technikbereiche große praktische Bedeutung erlangt [See96]. So werden Komponenten auch im Automobilbau zunehmend betriebsfest ausgelegt. Die dadurch erzielbare Reduzierung von Wandstärken ermöglicht eine Einsparung an Herstellungskosten und Gewicht, was zu besserer Ökonomie und besseren Verkaufsargumenten führt. Auch wenn die Auslegung der Einspritzdüse dauerfest erfolgt, so soll in dieser Arbeit dennoch das Potential einer betriebsfesten Auslegung abgeschätzt werden, um das Ergebnis für neue Konstruktionen und Anforderungen verwenden zu können.

2 Stand der Technik

2.1 Festigkeitsverhalten metallischer Werkstoffe unter zyklischer Belastung

2.1.1 Analytische Beschreibung von Lastwechselvorgängen

Die Last-Zeit-Funktion eines Bauteils ist im allgemeinen Fall regellos. Zur Beschreibung von realen Belastungsfunktionen wäre eine riesige Menge an Daten notwendig. Für viele Beanspruchungsfälle ist es aber möglich, einen regelmäßig wiederkehrenden Teil der Belastung anzugeben. Dieser wird meist durch zufällige, regellose Belastungen überlagert. Um für wissenschaftliche Untersuchungen reproduzierbare und nachvollziehbare Belastungen zu erhalten, werden Last-Zeit-Verläufe für Laborversuche idealisiert. Nach der DIN 50100 [DIN78] lässt sich ein solcher Verlauf durch eine sinusförmige Schwingung beschreiben. Auch andere periodische, aber nicht sinusförmige Schwingungen sind in äquivalenter Verwendung. Belastungen auf ein Bauteil werden üblicherweise in Spannungen σ ausgedrückt. An deren Stelle kann aber auch jede andere äußere Nennlast L treten.

$$\sigma = \sigma_a \cdot \sin(\omega t) + \sigma_m \quad (1)$$

mit:

σ_a = Spannungsausschlag, Spannungsamplitude

σ_m = Mittelspannung

Zur Beschreibung von Lastwechselvorgängen werden noch andere Parameter verwendet, die aus den bereits Genannten gebildet werden können.

σ_o = $\text{Max}[\sigma]$ = $\sigma_m + \sigma_a$ = Oberspannung

σ_u = $\text{Min}[\sigma]$ = $\sigma_m - \sigma_a$ = Unterspannung

$\Delta\sigma$ = $\sigma_o - \sigma_u$ = Spannungsschwingweite

R = σ_u / σ_o = Spannungsverhältnis

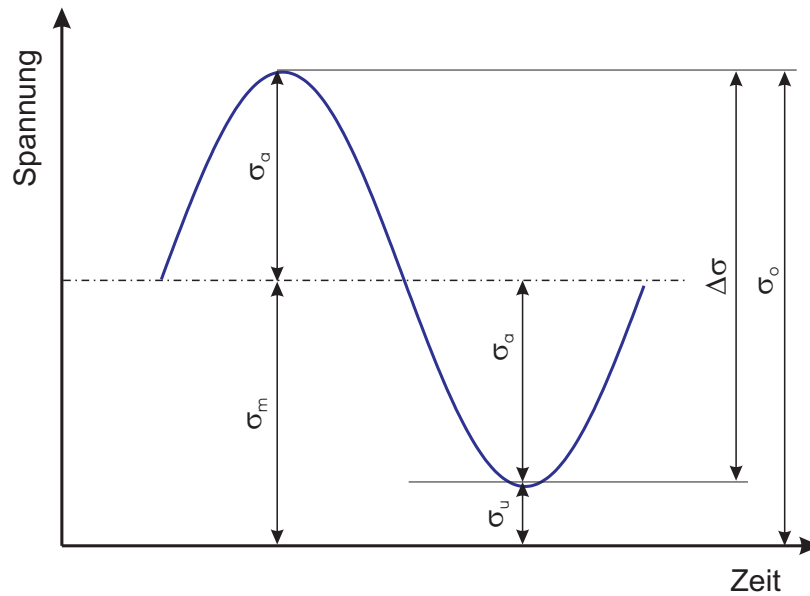


Abbildung 1: Größen zur Beschreibung eines idealisierten Schwingungszyklus

In Abbildung 1 sind alle Parameter für ein idealisiertes Schwingungszyklus eingetragen.

Die ertragbare Spannungsamplitude σ_a ist von der Mittelspannung abhängig³. Durch das Spannungsverhältnis R lassen sich die Belastungen je nach Größe der Mittelspannungen in Bereiche einteilen. Diese Einteilung erleichtert die Beschreibung von Belastungen. Die DIN 50100 unterscheidet hierzu drei Bereiche [DIN78]:

1. Zugschwellbereich, wenn σ_o und σ_u beide positiv sind,
2. Wechselbereich, wenn σ_o und σ_u entgegengesetzte Vorzeichen haben,
3. Druckschwellbereich, wenn σ_o und σ_u beide negativ sind,

³Siehe Kapitel 2.3.1 und 4.2.2.

mit den Sonderfällen:

$R = 0$	reine Zugschwellbelastung	$(\sigma_u = 0)$
$R = 1$	statische Belastung	$(\sigma_a = 0)$
$R = -1$	reine Wechselbelastung	$(\sigma_o = -\sigma_u)$ oder $(\sigma_m = 0)$
$R = -\infty$	reine Druckschwellbelastung	$(\sigma_o = 0)$

Die Graphen für konstante Spannungsverhältnisse bilden sich als Geraden im Haigh-Diagramm ab.

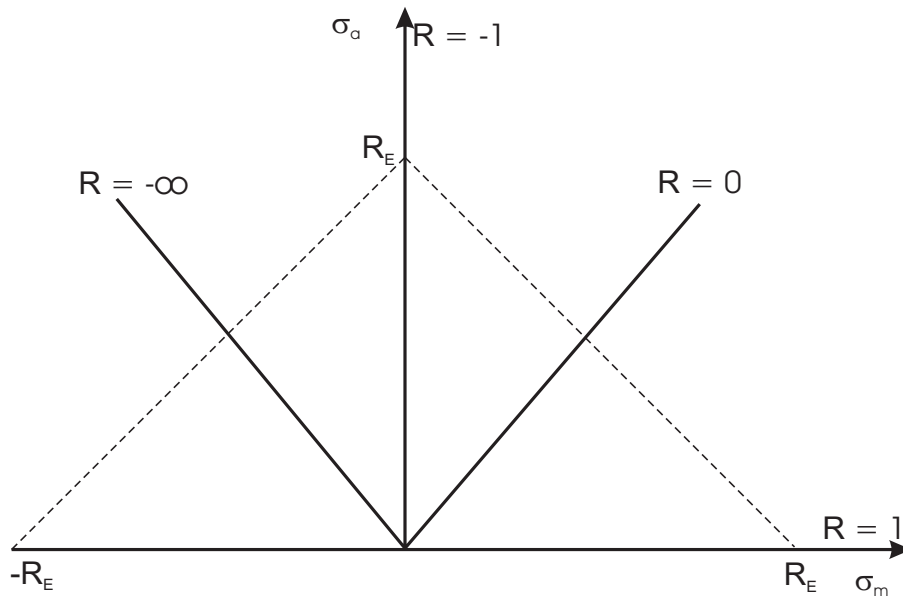


Abbildung 2: Beanspruchungsbereiche im Haigh-Diagramm

2.1.2 Die Wöhlerlinie

Zur Auswertung von Dauerschwingversuchen mit Einstufenkollektiven wird das Versuchsergebnis jeder einzelnen Probe in ein Diagramm eingetragen. Auf der Abszisse wird die bis zum Versagenskriterium erreichte Lastspielzahl, an der Ordinate die betrachtete Nennlast (maximale Last L_o , Lastschwingbreite ΔL , Lastamplitude L_a oder auch Oberspannung σ_o , Spannungsschwingweite $\Delta\sigma$, Spannungsamplitude σ_a) des Schwingspiels aufgetragen. Jede ausgefallene Probe wird durch einen Punkt abgebildet. Prüflinge, die das Ende des

Versuches schadensfrei überstanden haben, werden mit einem Pfeil gekennzeichnet. Für eine hinreichend große Anzahl von Versuchen kann das Festigkeitsverhalten der Probe durch einen Kurvenzug beschrieben werden. Bei doppeltlogarithmischer Darstellung der Achsen kann der Kurvenzug durch zwei Geraden angenähert werden [Wel76]. Die dadurch entstandene Wöhlerlinie ist nur für konstante Spannungsverhältnisse gültig.

Abbildung 3 zeigt schematisch den Aufbau einer Wöhlerlinie. Sie lässt sich in drei Teile unterteilen:

- Kurzzeitfestigkeit,
- Zeitfestigkeit,
- Dauerfestigkeit.

Die Kurzzeitfestigkeit schließt sich direkt an die statische Festigkeit an und beschreibt das Festigkeitsverhalten für Lasten, die sich nur selten oder sehr langsam ändern. Die ertragbare Spannungsamplitude bleibt bei schwellender Belastung nahezu konstant auf der Höhe der Zugfestigkeit [Wel76].

Das Zeitfestigkeitsgebiet zeichnet sich dadurch aus, dass sich ein einfacher mathematischer Zusammenhang zwischen Lebensdauer und Lasthöhe angeben lässt. Der Logarithmus der Lebensdauer ändert sich linear mit dem Logarithmus der Belastung. Graphisch äußert sich das im Diagramm bei doppeltlogarithmischer Darstellung durch eine Gerade, die sogenannte Wöhlerlinie oder auch Zeitfestigkeitsgerade.

WÖHLER stellte bei seinen Untersuchungen fest, dass bei gegebener Mittelspannung eine größte Spannungsamplitude existiert, die „unendlich oft“ ertragen werden kann. Diese, technische Dauerfestigkeit genannte Spannungsamplitude wird als ein wichtiger Festigkeitskennwert neben den statischen Festigkeitskennwerten bei Konstruktionswerkstoffen angegeben. Im Dauerfestigkeitsgebiet ist die Lebensdauer von der Belastung unabhängig. Bei doppeltlogarithmischer Darstellung wird dies durch eine horizontale Linie, die Dauerfestigkeitsgerade, ausgedrückt. Diese bildet sich nicht bei jedem Werkstoff aus.

Für Werkstoffe mit kubisch raumzentriertem Kristallgitter kann aber davon ausgegangen werden, dass sich ab einer bestimmten Ecklastspielzahl N_D eine Dauerfestigkeitsgrenze ausbildet [MH97]. Strittig dabei ist der Wert für N_D . In Tabelle 1 sind einige in der Literatur vorgebrachte Vorschläge aufgeführt.

Der Schnittbereich zwischen Zeitfestigkeits- und Dauerfestigkeitsgeraden wird als Übergangsgebiet bezeichnet.

Für sehr große Lastspielzahlen ($> 10^7$) reicht diese Modellvorstellung nicht mehr aus, um das Verhalten randschichtverfestigter Stähle zu beschreiben. Abbildung 4 zeigt die Festigkeitskurve eines einsatzgehärteten Stahls unter Umlaufbiegung. Es sind zwei Arten von Ausfällen zu beobachten, die auch auf unterschiedliche Schadensmechanismen zurückzuführen sind. Versagen nach der ersten Art mit einer Lebensdauer kleiner 10^6 Lastwechseln (HCF), tritt durch einen Bruch initiiert an der Bauteiloberfläche auf. Die Brüche, die sich erst nach einer Lebensdauer größer 10^7 Lastwechsel (VHCF) ereignen, entstehen an nichtmetallischen Einschlüssen unter der Oberfläche. Wegen ihres typischen Aussehens trägt diese Art von Bruchfläche den Namen „Fischaugen“ [NK99].

Diese Arbeit befasst sich aber ausschließlich mit den klassischen Oberflächenausfällen im HCF-Bereich.

Anwendung	N_D	Quelle
niedrig- bis mittelfeste Stähle	$2 \cdot 10^6$	[Heu97]
vergütete Stähle	$5 \cdot 10^6$	[Heu97]
ferritisch-perlitisch, ungekerbt	$1 \cdot 10^6$	[Hah95]
nach TGL 19340	$1 \cdot 10^7$	[HW86]
ungeschweißter Stahl	$1 \cdot 10^6$	[HHS ⁺ 02]
geschweißter Stahl	$5 \cdot 10^6$	[HHS ⁺ 02]
Stahl	$2 \cdot 10^6$	[Bux92]

Tabelle 1: Vorschläge für die Ecklastspielzahl N_D

Die Festigkeit ist ein statistischer Wert. Daher ist zur Quantifizierung der Festigkeitswerte neben dem Mittelwert auch immer die Angabe einer Streuung notwendig. Eine, für alle Verteilungen anwendbare Beschreibung der Streuung, ist die in der Betriebsfestigkeitsberech-

nung häufig verwendete Streuspanne T , deren Wert von der verwendeten Verteilungsfunktion abhängt. Diese lässt sich in Lastrichtung T_L und in Lastspielzahlrichtung T_N angeben.

$$T_L = \frac{L(P_A = 90\%)}{L(P_A = 10\%)} \quad (2)$$

$$T_N = \frac{N(P_A = 90\%)}{N(P_A = 10\%)} \quad (3)$$

Zur eindeutigen Beschreibung einer Wöhlerlinie sind folgende Parameter notwendig:

σ_D/L_D	Dauerfestigkeit
N_D	Ecklastspielzahl
k	Wöhlerlinienneigung
R	Last- / Spannungsverhältnis
T_N	Streubreite in Lastspielzahlrichtung
T_L	Streubreite in Lastrichtung

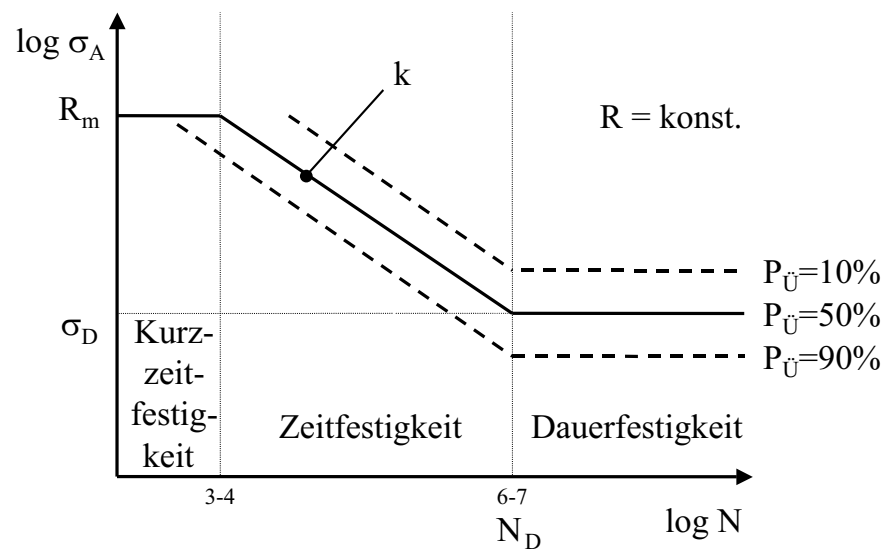


Abbildung 3: Schematischer Aufbau einer Wöhlerlinie

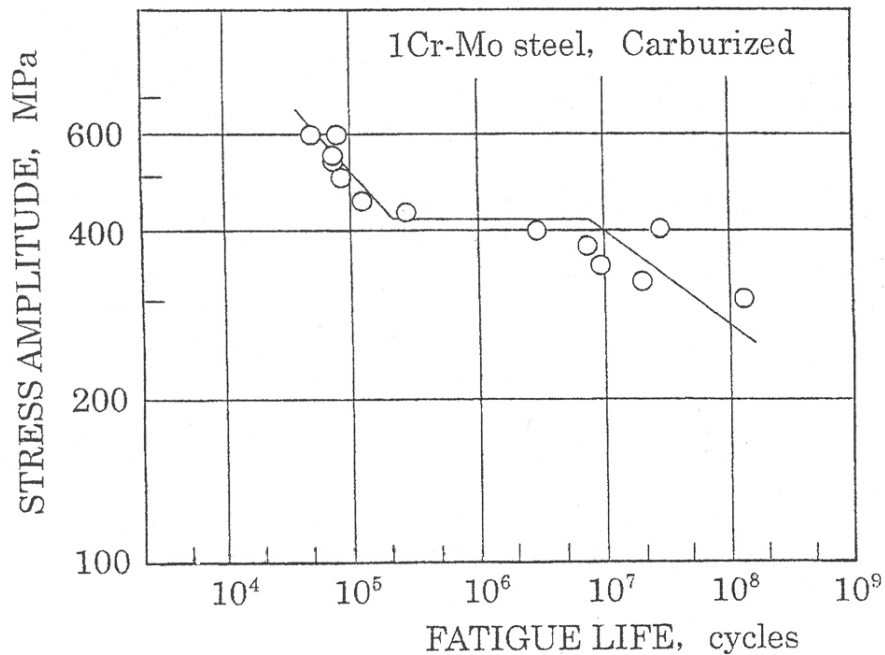


Abbildung 4: Stufenförmige Wöhlerlinie eines Einsatzstahls [NK99]

2.1.3 Versagenskriterien

Die Widerstandsfähigkeit von Werkstoffen gegenüber häufig wiederholten Belastungen, ist meist erheblich niedriger als gegenüber einer einmaligen Belastung. Diese grundlegende mechanische Eigenschaft der Werkstoffe wird unter dem Oberbegriff Ermüdung zusammengefasst⁴. Der Ablauf der Ermüdungsvorgänge kann qualitativ in drei kontinuierlich ineinander übergehende Bereiche unterteilt werden [VDE85].

Während der anrissfreien Phase zu Beginn der Schwingbeanspruchung laufen im gesamten Werkstoffvolumen strukturmechanische Vorgänge ab, die die Werkstoffeigenschaften verändern.

Beim Übergang in die Rissbildungsphase, auch Stadium I der Rissausbreitung genannt, verlagern sich die für den Ermüdungsvorgang notwendigen Prozesse in die oberflächennahen Werkstoffberei-

⁴Die Kriechermüdung unter Zeitstandbeanspruchung fällt nicht unter diesen Begriff.

che. Bei einer Beanspruchung mit kleinen Amplituden, z. B. im Bereich der Dauerfestigkeit, entwickeln sich in den Oberflächenkörnern charakteristische Gleitbänder aus mikroskopisch kleinen Gleitlinien. Im Stadium I folgt der Riss bevorzugt diesen Gleitebenen, die annähernd parallel zur größten wirkenden Schubspannung liegen (Gleitbandriss).

Nachdem ein oder mehrere Körner auf diese Art durchquert wurden, tritt der Riss in Stadium II ein, indem er die kristallographisch definierten Ebenen verlässt und sich makroskopisch nur noch senkrecht zur wirkenden größten Hauptspannung ausbreitet. Dieses Stadium wird als Rissfortschrittsphase bezeichnet. Beendet wird es, wenn der tragende Restquerschnitt durch die Rissausbreitung so weit geschwächt ist, dass der Gewaltbruch eintritt. Die Methoden der Bruchmechanik⁵ können für das Stadium II angewendet werden [VDE85, Bux92]. Abbildung 5 zeigt die Stadien des Rissfortschritts. Die Trennung der einzelnen Bereiche gestaltet sich sehr schwierig. So können vorgeschlagene, ingenieurmäßige Näherungslösungen zur quantitativen Trennung nur als willkürlich angesehen werden [Bux92].

Die Trennung zwischen Stadium I und Stadium II erfolgt durch den sogenannten technischen Anriss. Dies ist ein Anriss in Größenordnungen, die messtechnisch hinreichend genau erfasst werden können. Üblicherweise gilt ein Riss ab 1 mm Länge als technischer Anriss. Für diese Arbeit müsste eine geringere Länge als technischer Anriss angesetzt werden, da der bruchgefährdete Querschnitt der untersuchten Prüflinge nur ca. 2 mm beträgt.

Nach Kapitel 2.1.2 werden Prüflinge als Ausfall gewertet, wenn sie das Ausfallkriterium erreicht haben. Nach den einzelnen Phasen der Ermüdung lassen sich drei Versagenskriterien definieren:

- (technischer) Anriss,
- Anriss einer bestimmten Länge,
- Bruch.

⁵Siehe Kapitel 2.4.3.

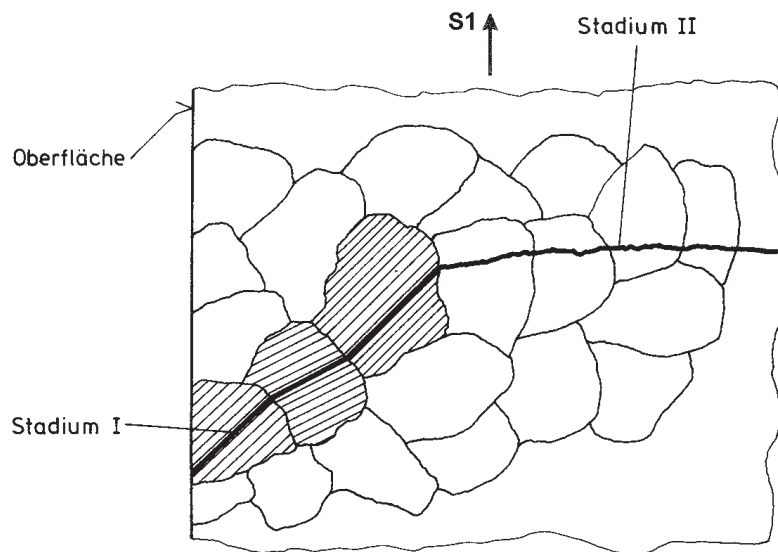


Abbildung 5: Stadien der Rissausbreitung

Für jedes Versagenskriterium lässt sich eine Wöhlerlinie bestimmen. Von technischem Interesse sind in der Regel nur das erste und das letzte Kriterium. Dementsprechend teilt sich auch die Gesamtlebensdauer eines Bauteils in zwei Bereiche, die Anriss- und die Rissfortschrittslebensdauer.

Der Anteil der einzelnen Phasen an der Gesamtlebensdauer kann sehr unterschiedlich sein. Für große Lasten im Bereich der Zeitfestigkeit ist die Bruchwöhlerlinie im Wesentlichen durch den Rissfortschritt, für niedrigere Lasten im Übergangsbereich durch Anriss geprägt [BH94]. Risse im Stadium II breiten sich sehr stabil aus. Die Streuung der Rissfortschrittslebensdauer ist daher vergleichsweise klein gegenüber der Streuung der Anrisslebensdauer.

Aufgrund der unterschiedlichen phänomenologischen Grundlagen müssen sich beim Vergleich der Lebensdauer verschiedener Proben diese auf das selbe Schadensereignis beziehen [KH89].

Das Ausfallkriterium Bruch ist versuchstechnisch eindeutig feststellbar. Die Festlegung von Anrissen ist dagegen mit experimentellen Unsicherheiten behaftet [BKSZ94]. Daher wurden vorwiegend Bruch-

lebensdauern selbst von der Autoindustrie, die eigentlich rissfrei auslegt, betrachtet. Mit Ausnahme des örtlichen Konzeptes für Anriss und des Rissfortschrittskonzeptes, bezieht sich fast alles Wissen der Betriebsfestigkeitsrechnung auf die Versagensart Bruch. Außer für druckeigenspannungsbehaftete Bauteile ist die Dauerfestigkeit σ_D der Anrisswöhlerlinie und der Bruchwöhlerlinie gleich [BH94].

2.2 Auslegungskriterien für Bauteile

Die Zweiteilung des dynamischen Festigkeitsverhaltens metallischer Werkstoffe in ein Zeit- und ein Dauerfestigkeitsgebiet ermöglicht es, Bauteile für eine begrenzte (betriebsfest) und eine theoretisch unbegrenzte (dauerfest) Lebensdauer auszulegen. Maßgebend dabei ist weniger die Lebensdauer an sich, die das Bauteil erwartungsgemäß zu ertragen hat, als viel mehr die Zusammensetzung der Betriebsbelastung.

Eine betriebsfeste Auslegung bietet sich an, wenn Lastwechsel mit hohen Spannungsamplituden nur selten im Vergleich zu Lastspielen mit geringen Amplituden auftreten. Das Grundprinzip dabei ist, dass Lastwechsel geringerer Amplitude eine geringere Schädigung verursachen und daher auch eine geringere Lebensdauerverkürzung pro Schwingenspiel bewirken. Dazu ist jedoch notwendig, dass von der Betriebsbelastung nicht nur ihr Maximalwert, sondern auch deren Zusammensetzung im Detail (Amplituden hinsichtlich ihrer Höhe und Häufigkeit) bekannt ist. Diese Auslegung findet Anwendung, wenn sich das Lastkollektiv vom Einstufenkollektiv hinreichend unterscheidet und eine dauerfeste Auslegung dadurch nicht nötig ist.

Treten schädigende Schwingenspiele im Betrieb sehr häufig auf, ist eine betriebsfeste Auslegung nicht mehr möglich. Die Dimensionierung des Bauteils kann dann nur noch anhand dessen Dauerfestigkeitsgrenze⁶ erfolgen und muss damit großzügiger erfolgen.

⁶Von Fall zu Fall muss die Frage gestellt werden, ob und unter welchen Voraussetzungen eine Dauerfestigkeit im strengen Sinne überhaupt existiert [Bux92]. MAENING und TAFERNER haben diesbezüglich eine bewertende Schriftumsrecherche vorgelegt [MT82]. Daneben seien noch das

Eine dauerfeste Auslegung erspart eine Vielzahl Unsicherheiten und damit Risiken, die bei betriebsfester Auslegung mit den Lastannahmen verbunden sind [TBV04]. Jedoch steckt häufig viel Potential zur angepassten Dimensionierung und damit zur Kostenersparnis in der betriebsfesten Auslegung.

2.3 Einflussparameter auf die Lebensdauer

Die Berechnung der Lebensdauer eines Bauteils erfolgt allgemein nach dem Schema des in Abbildung 6 dargestellten Flussdiagramms. Man erhält die Lebensdauer durch Vergleich der von außen auf das Bauteil wirkenden Belastungen mit der Belastbarkeit des Bauteils. Die Belastung eines Bauteils kann sich aus mehreren Belastungsarten zusammensetzen. Diese Belastungsarten können sowohl miteinander verknüpft sein, als auch völlig unabhängig voneinander auftreten⁷. Im Allgemeinen unterscheiden sich die Lastkollektive der einzelnen Belastungsarten voneinander.

Die Belastungen verursachen im Kerbgrund meist einen mehrachsigen Spannungszustand. Über geeignete Vergleichsspannungshypothesen muss dem Spannungstensor im Kerbgrund eine skalare Bezugsgröße zugeordnet werden. Dabei werden auch die einzelnen Belastungsarten zusammengefasst.

Die Belastbarkeit eines Bauteils wird nicht nur vom verwendeten Konstruktionswerkstoff bestimmt. Auch die geometrische Gestalt des Bauteils sowie dessen Herstellung tragen in nicht unerheblichem Maße dazu bei. Alle drei Einflüsse zusammen bilden die Gestaltfestigkeit des konkreten Bauteils.

Der Vergleich der Belastung und der Belastbarkeit wird unter dem Begriff der Schadensakkumulation zusammengefasst, auch wenn darunter nicht unbedingt die lineare Schadensakkumulation nach MINER oder Abwandlungen davon verstanden werden muss. Als Ergebnis des Vergleichs erhält man die Lebensdauer des Bauteils unter den

bereits beschriebene Phänomen im VHCF-Gebiet sowie korrosive Einflüsse genannt.

⁷Eine detaillierte Zusammenfassung der Verknüpfungsmöglichkeiten findet sich z. B in [See96, Zen95].

angesetzten Randbedingungen. Diese Lebensdauer kann für den Fall einer dauerfesten Auslegung auch den Wert *Unendlich* annehmen. Zudem erhält man unter Berücksichtigung des stochastischen Charakters von Belastung und Belastbarkeit die statistische Sicherheit, mit der die errechnete Lebensdauer erreicht wird, oder auch die theoretische Anzahl von Bauteilen, mit deren Ausfällen im Serieneinsatz gerechnet werden muss.

Die Lebensdauer eines Bauteils wird von all diesen Parametern beeinflusst. Aber nicht alle sind bei der Auslegung einer Konstruktion explizit zu berücksichtigen, da ihre Auswirkung auf die Festigkeit als vernachlässigbar angesehen werden kann. Es empfiehlt sich, im Vorfeld die lebensdauerbestimmenden Faktoren herauszufiltern, wodurch sich der Aufwand zur Berechnung der Lebensdauer verringert.

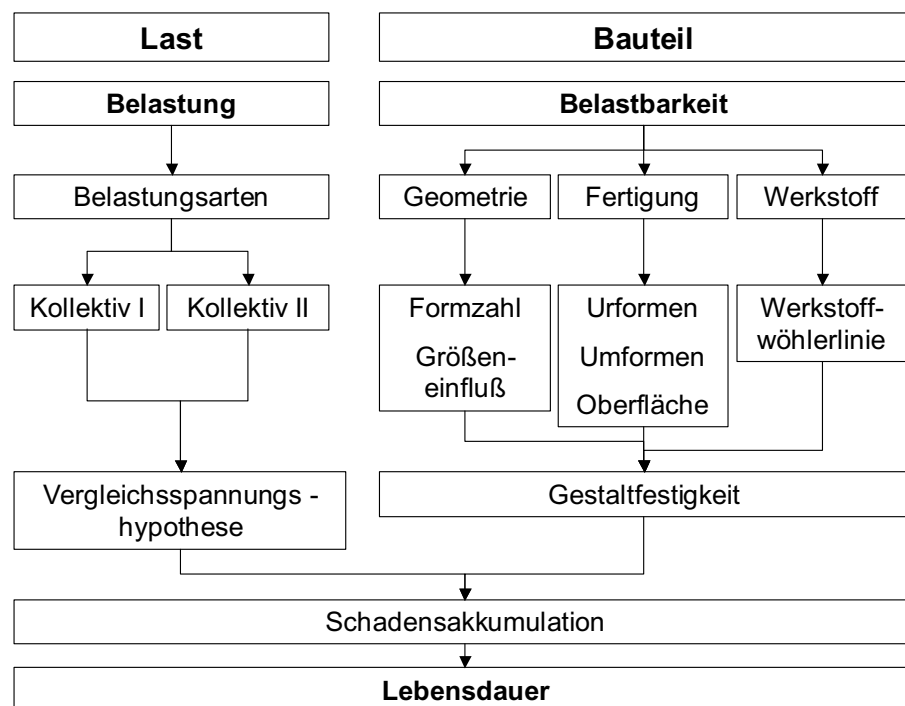


Abbildung 6: Schema einer Lebensdauerberechnung

2.3.1 Einflüsse aus der Belastung

Mittelspannungen

Im Vergleich zu mittelspannungsfreien Belastungen wird die Wöhlerlinie bei Versuchen mit Druckmittelspannungen zu höheren ertragbaren Spannungsamplituden, bei Versuchen mit Zugmittelspannungen dagegen zu kleineren Spannungsamplituden hin verschoben. Die Abhängigkeit der Spannungsamplitude σ_a von der Mittelspannung σ_m ist dabei werkstoffspezifisch und wird als Mittelspannungseinfluss bezeichnet [VDE85].

Prüffrequenz

Der Einfluss der Prüffrequenz auf die Schwingfestigkeit ist vielfach untersucht worden [Hai71, SG75, SCH76b, Sch72, WSJS76]. Für Werkstoffe aus Stahl kann der Einfluss im Bereich von $1\text{ Hz} \leq f \leq 10^3\text{ Hz}$ vernachlässigt werden. Voraussetzung hierfür ist jedoch, dass das Versagen durch Ermüdung und nicht durch Korrosion verursacht wurde [Sä89] und dass sich die Probe nicht aufgrund innerer Reibung übermäßig erwärmt [Hai89, Sch97, Kol97, Wel76].

Medium

Versuche im Vakuum zeigen, dass die Rissausbreitungsgeschwindigkeit stark vom Umgebungsdruck abhängig ist. Die meisten metallischen Werkstoffe haben daher bei genügend hohem Vakuum eine ungefähr um eine Zehnerpotenz höhere Lebensdauer als bei einem vergleichbaren Versuch in normaler Atmosphäre [Bro85, Sch97].

Auch bestimmte Flüssigkeiten können die Lebensdauer herabsetzen. So erreichen Stahlproben in destilliertem Wasser oder aktiviertem Öl geringere Lebensdauern als in Luft. Ursache für die Festigkeitsminderung ist die Erniedrigung der Oberflächenenergie der Metalle durch grenzflächenaktive Stoffe [LRK64]. Beim Vorhandensein oberflächenaggressiver Medien wirken sich auch Belastungspausen und Lasthaltezeiten schädigend aus [Sch97]. Werden die Versuche in korrosiven Medien durchgeführt, ändert sich das Schwingfestigkeitsverhalten des

Werkstoffes erheblich. So bildet sich z. B. keine Dauerfestigkeitsgerade mehr aus [Wel76, Kol97].

Zyklenform

Grundsätzlich ist die Auswirkung der Zyklenform hauptsächlich im LCF bemerkbar [Kol97]. KOIBUCHI und YAMANE [KY68] untersuchten die Lebensdauern von Stahlproben, die mit unterschiedlichen Zyklensformen beaufschlagt wurden. Für ungekerbte Proben fanden sie folgende Tendenz:

$$N_{Dreieck} > N_{Sinus} > N_{Rechteck}$$

Für gekerbte Proben zeigt sich hingegen kein Einfluss [Sch97].

Temperatur

Das Phänomen der Ermüdung von Metallen unter schwingender Belastung tritt bei jeder Temperatur unterhalb des Schmelzpunktes auf. Die Temperatur bestimmt dabei maßgeblich die wirksamen Versagensmechanismen, welche in Abhängigkeit des Temperaturniveaus erheblich variieren können [Kol97].

Generell gilt, dass eine Temperaturerniedrigung eine Erhöhung der Schwingfestigkeit mit sich bringt und umgekehrt [Sä89]. Oberhalb der Raumtemperatur bleibt die Schwingfestigkeit bis zu einer, für den jeweiligen Werkstoff typischen Grenztemperatur konstant und fällt erst nach Überschreiten dieser Grenztemperatur ab.

Nach der FKM RICHTLINIE liegt diese Grenztemperatur für Feinkornbaustähle bei $60^{\circ} C$ und für andere Stähle bei $100^{\circ} C$ [HHS⁺02]. Nach [Kol97] hängt der Temperatureinfluss auch noch von der Kerbschärfe ab. Durch höhere Temperaturen werden Vorgänge wie Kriechen, Änderung der Mikrostruktur oder Korrosion besonders aktiviert. Oberhalb bestimmter werkstoffabhängiger Temperaturen kann es vorkommen, dass sich keine Dauerfestigkeit mehr einstellt oder die Bruchlastspielzahl auch von der Zeit abhängig ist [Sä89].

Mehrachsigkeit

In der Regel setzt sich die Belastung eines Bauteils aus mehrachsi-

gen Schwingbeanspruchungen mit überlagerten statischen Anteilen zusammen. Diese Beanspruchungen sind im allgemeinen Fall noch phasen- und frequenzfremd. Die Dimensionierung von Bauteilen erfolgt anhand skalarer Festigkeitskennwerte.

Es muss daher für jeden Beanspruchungsfall aus den mehrachsigen Beanspruchungen eine fiktive Vergleichsbeanspruchung mit äquivalenter Schädigungsbewertung gebildet werden. Im statischen Fall liefert die Anwendung von Festigkeitshypothesen hinreichend zuverlässige Ergebnisse. Bei allgemeinen Schwingbeanspruchungen ist die Belastung hingegen komplexer aufgebaut.

Der Hauptunterschied zwischen der Bewertung von statischen und dynamischen Belastungen ist die sich bei dynamischer Belastung einstellende Mittelspannung, die bekanntlich einen nicht unerheblichen Einfluss auf die dynamischen Festigkeitskennwerte hat. Für zusammengesetzte, phasen- oder frequenzfremde Beanspruchungen hängt der Verlauf der Spannungen im Bauteilquerschnitt zudem nicht nur von der Zeit, sondern auch von der betrachteten Schnittebene ab [EM74]. Des weiteren ändert sich während eines Schwingspiels die Richtung der Schnittebene mit der größten Schädigung. Zur Schädigungsbewertung eines Bauteils muss daher der Verlauf der Spannungen im Bauteilquerschnitt mit einbezogen werden. Nur wenn die werkstoffphysikalischen Vorraussetzungen einer Vergleichsspannungshypothese dem Belastungsverlauf entsprechen, kann diese zufriedenstellende Ergebnisse liefern.

2.3.2 Einflüsse aus der Belastbarkeit

Geometrie

Die Dauerfestigkeit eines Bauteils wird neben dem Werkstoff in erster Linie durch die Geometrie bestimmt. Dieser Einfluss lässt sich in folgende Größen unterteilen:

- Gestaltung der belasteten Bauteilquerschnitte, welche durch Verformungen die von außen aufgetragenen Kräfte aufnehmen

und somit die Höhe der Spannungen bestimmen,

- Querschnittssprünge im Bauteil, durch die inhomogene Spannungsverteilungen auftreten, die lokale Spannungsüberhöhungen verursachen können (Kerbwirkung),
- Absolute Größe des Bauteils. Erhöht man die Wandstärke eines Bauteils, so wächst die dynamische Festigkeit des Bauteils nur unterproportional mit der Größe.

Die Höhe der Spannungen, sowie deren lokalen Überhöhungen, lassen sich durch die elementare Festigkeitslehre in Verbindung mit Tabellenbüchern oder mit Hilfe numerischer Berechnungsverfahren (FEM, BEM) hinreichend genau bestimmen.

Zur Erklärung des Absinkens der Festigkeitswerte des Werkstoffes mit zunehmender Größe gibt es zwei Ansätze. Zum einen steigt mit zunehmender Größe die Defektwahrscheinlichkeit. Aufgrund des diesem Ansatz zugrunde liegenden statistischer Zusammenhangs wird dieser Einfluß auch statistischer Größeneinfluss genannt.

Zum anderen treten bei inhomogenen Spannungsverteilungen die Spannungsspitzen lokal nur sehr begrenzt auf. Die darunterliegenden, weniger belasteten Bauteilquerschnitte können unterstützend zum Abbau der Spannungsüberhöhungen herangezogen werden. Dieser Stützeffekt ist umso ausgeprägter, je kleiner der hochbelastete Querschnitt bzw. je größer der Spannungsgradient ist. Da die festigkeitssteigernde Wirkung durch die Spannung selbst hervorgerufen wird, trägt er den Namen spannungsmechanische Stützwirkung.

Fertigung

Das Fertigungsverfahren bestimmt neben der Größe der Geometrietoleranzen besonders die Beschaffenheit der Oberflächen, die sich ausbildende Eigenspannungen sowie durch Wärmebehandlungen die Gefügezusammensetzung. Diese Einflüsse sind oft eng miteinander verbunden und stark voneinander abhängig. Die Isolierung und Quantifizierung einzelner Größen erweist sich dann als schwierig [See96].

An schwingend belasteten Bauteilen geht der Anriss fast immer von der Bauteiloberfläche aus. Die Oberflächengüte nimmt deshalb wesentlichen Einfluss auf die Dauerfestigkeit. Die Rauigkeit der Oberfläche kann mit der Wirkung geometrischer Kerben verglichen werden. Die Dauerfestigkeit eines Bauteils ist folglich umso höher je glatter dessen Oberfläche ist. Die Auswirkungen der Oberflächengüte sind dabei aber eng mit den Werkstoffeigenschaften verknüpft. So sind diese umso höher, je größer die Zugfestigkeit des Werkstoffes ist [Zam85].

Besonders durch gezielte Wärmebehandlungen kann die Dauerfestigkeit des Bauteils enorm gesteigert werden. Hauptsächlich ist das auf die dabei durch die Oberflächenverfestigung eingebrachten Druckeigenspannungen zurückzuführen. Die Belastungen aus Eigen- und Lastspannungen überlagern sich im Betrieb, wodurch es zu einer Verschiebung der Mittelspannungen kommt.

Durch die Wärmebehandlung können aber auch festigkeitsschädigende Einflüsse erzeugt werden. Findet die Aufkohlung beispielsweise nicht unter inerter Atmosphäre statt, bildet sich eine Randoxidationsschicht, die wie geometrische Kerben die Dauerfestigkeit deutlich herabsetzt. Weitere schädliche Auswirkungen haben Über- und Unterkohlung sowie Versprödung⁸.

Werkstoff

Die Eigenschaften eines Konstruktionswerkstoffes lassen sich durch Gefügeänderungen in weiten Grenzen variieren. Festigkeitsbestimmend sind vor allem die Korngröße, die Reinheit und die beigemischten Legierungsbestandteile.

Als Hilfsgröße zur Beschreibung dieser Eigenschaften wird häufig die leicht zu ermittelnde Zugfestigkeit verwendet. Wird sie durch metallurgische oder wärmebehandlungstechnische Maßnahmen erhöht, so führt dies in der Regel auch zu einer Erhöhung der dynamischen Festigkeitswerte, wobei man nur eine unterproportionale Zunahme gegenüber den statischen Werten beobachtet [VDE85].

Außer den reinen Festigkeitswerten werden aber auch noch andere

⁸Eine genauere Beschreibung der Einflussgrößen findet sich in [Gro94].

lebensdauerbestimmende Faktoren durch den Werkstoff beeinflusst. Neben der Eigenspannungsempfindlichkeit ist auch die Mittelspannungsempfindlichkeit eine werkstoffspezifische Eigenschaft. So sind spröde Werkstoffe mittelspannungsempfindlicher als duktile [Zam85]. Schon durch das Herstellungsverfahren bedingt, sind die Werkstoffeigenschaften oft nicht konstant über den Querschnitt verteilt. Im Falle oberflächenbehandelter Bauteile ist diese inhomogene Festigkeitsverteilung noch verstärkt ausgeprägt. Durch diesen Bearbeitungsschritt wird die oberflächennahe Randschicht verfestigt, wobei der Bauteilkern seine ursprünglichen Eigenschaften weitestgehend beibehält. Durch den entstehenden Gradienten ist es messtechnisch kaum möglich, jedem Volumenelement den entsprechenden Festigkeitswert zuzuordnen. Es wird stattdessen versucht, einen Zusammenhang zwischen lokal messbaren Gefügegrößen wie Mikrohärte oder Eigenspannungsfeld und der lokalen Festigkeit herzustellen.

2.4 Berechnungskonzepte

Für die Berechnung von Lebensdauern sind verschiedene Konzepte entwickelt worden. SEEGER [See96] schlägt eine Einteilung nach folgendem Schema vor:

- Nennspannungskonzept,
- Strukturspannungskonzept,
- Kerbgrundkonzept,
- Örtliches Konzept,
- Rißfortschrittskonzept.

Die Konzepte lassen sich auch nach den Verformungen einteilen, die durch die äußeren Lasten im Kerbgrund verursacht werden:

- Elastische Verformungen,

- Plastische Verformungen,
- (Stabile) Risse.

Je nach Höhe des Belastungsniveaus dominiert eine der drei Verformungen. Diese phänomenologische Einteilung erleichtert die Auswahl eines Konzeptes.

2.4.1 Konzepte auf Grundlage von elastischen Verformungen

Nennspannungskonzept

Die kennzeichnenden Beanspruchungen sind Nennspannungen. Sie sind in der Regel nach der elementaren Festigkeitslehre definiert. An die Stelle von Nennspannungen können wegen der proportionalen Verknüpfung auch Lastgrößen treten.

Ausgang für die Auslegung nach dem Nennspannungskonzept sind in spannungskontrollierten Schwingfestigkeitsversuchen ermittelte Wöhlerlinien. Diese werden entweder fallweise experimentell bestimmt oder anhand empirischer Daten abgeschätzt. Wichtig für die Lebensdauerrechnung ist, dass die Bauteilwöhlerlinie auch analytisch beschrieben wird. Bei der Abschätzung von Bauteilwöhlerlinien werden bauteil- und belastungsbezogene Einflussgrößen durch geeignete Übertragungsfaktoren berücksichtigt. Die betriebsfeste Auslegung erfolgt über die lineare Schadensakkumulation nach MINER oder eine ihrer Varianten.

Das Nennspannungskonzept ist das heute am häufigsten verwendete Verfahren der Betriebsfestigkeitsrechnung [See96]. Es kann auf eine große Anzahl empirischer Datensätze zur Abschätzung von Eingangs- und Übertragungsgrößen zurückgegriffen werden, welche jedoch an bestimmte Geometrien und Belastungsarten gebunden sind.

Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept ist mit dem Nennspannungskonzept eng verwandt. Es wurde für geschweißte Konstruktionen entwickelt,

da bei komplex gestalteten Bauteilen Nennspannungen nicht mehr ohne weiteres angegeben werden können.

Die Spannungsberechnung erfolgt am anzunehmenden Rissort. Die berechneten Spannungen werden als Strukturspannungen bezeichnet. Die Kerbwirkung der Schweißnaht wird nicht in den Strukturspannungen, sondern auf der Widerstandsseite in den Strukturspannungswöhlerlinien erfaßt, die wiederum experimentell zu ermitteln oder empirisch abzuschätzen sind.

Die Lebensdauerrechnung erfolgt analog zum Nennspannungskonzept. Das Strukturspannungskonzept findet in einigen Richtlinien [Hä94, Hob95, EUR92, STKE87, HHS⁺02] zur Berechnung von Schweißverbindungen Verwendung [See96].

Kerbgrundspannungskonzept

Dieses, auch Konzept der örtlich elastischen Beanspruchungen genannte Verfahren, ist ebenfalls eng mit dem Nennspannungskonzept verwandt. Grundlage sind hier nicht Nennspannungen, sondern örtliche Spannungen, die auf elastizitätstheoretischer Grundlage berechnet wurden. Die Berechnung kann mit Hilfe der finiten Elemente Methode (FEM), der Randelement-Methode (BEM) oder mit Formzahlen aus Handbüchern erfolgen. Die Berücksichtigung von Übertragungsfaktoren kann analog dem Nennspannungskonzept erfolgen. Vorteil der Methode nach dem Kerbgrundspannungskonzept ist, dass der Vergleich der örtlich errechneten Spannungen mit der Werkstoffdauerfestigkeit für jeden beliebigen Querschnitt möglich ist [Woh88]. Es findet auch Anwendung, wenn keine Nennspannungen angegeben werden können.

Das Kerbgrundspannungskonzept ist in verschiedenen Richtlinien [VDE85, Hä94, Hob95] zur Berechnung von Betriebsfestigkeitsbeurteilungen enthalten [See96].

2.4.2 Konzepte auf Grundlage von elastisch-plastischen Verformungen

Örtliches Konzept

Das örtliche Konzept geht von Kennfunktionen und Kennwerten des einachsigen zyklisch elastisch-plastisch beanspruchten Werkstoffes aus. Für die Auslegung nach diesem Konzept werden in dehnungskontrollierten Schwingfestigkeitsversuchen ermittelte Dehnungswöhlerlinien sowie zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurven verwendet. Auch diese Eingangsgrößen müssen für jeden Anwendungsfall experimentell ermittelt oder empirisch abgeschätzt werden. Anschließend sind diese analytisch zu beschreiben. Somit werden die Einflüsse des Werkstoffes, gegebenenfalls aber auch Fertigungs-, Größen- oder Umgebungseinflüsse erfasst.

Beim örtlichen Konzept sind die kennzeichnenden Beanspruchungen die örtlichen Spannungen und Dehnungen. Den Zusammenhang zwischen äußeren Belastungen und örtlichen elastisch-plastischen Beanspruchungen stellen Last-Dehnungskurven her. Sie werden durch numerische Verfahren berechnet oder durch Näherungsformeln, für deren Anwendung ein elastischer Übertragungsfaktor bekannt sein muss, abgeschätzt. Für vorgegebene Lastfolgen werden die örtlichen elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungspfade berechnet. Die dabei entstandenen geschlossenen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen werden hinsichtlich ihrer Schädigungswirkung bewertet. Als Ergebnis erhält man Anrisslebensdauerlinien [See96].

2.4.3 Konzepte auf Grundlage von Rissen

Rissfortschrittskonzept

Für das Rissfortschrittskonzept sind experimentell zu ermittelnde oder empirisch abzuschätzende Werkstoffkennwerte nötig, die das Rissfortschrittsverhalten des Werkstoffes beschreiben. Die Kennwerte werden als Rissgeschwindigkeitsgesetze analytisch beschrieben. Sie

erfassen somit die Einflüsse des Werkstoffes, aber auch der Umgebungsbedingungen.

Bei diesem Konzept sind die kennzeichnenden Beanspruchungsgrößen die aus der Bruchmechanik stammenden Spannungsintensitätsfaktoren K . Sie hängen insbesondere von der Belastungshöhe und der Risslänge ab. Für das zu untersuchende Bauteil müssen die Anfangsrisslänge und der K -Faktor für die zu erwartende Rissrichtung bekannt sein. Da die schädigende Wirkung der Risse nur im geöffneten Zustand gegeben ist, werden Rissöffnungs- bzw. Risschließlasten bestimmt, mit denen dann effektive Spannungsintensitätsfaktoren berechnet werden. Vorgegebene Lastfolgen werden - wie bei den übrigen Konzepten - über Zählverfahren in einzelne Schwingspiele zerlegt und der Rissfortschritt schwingenspielweise von der Anfangs- bis zur kritischen Endrisslänge hin berechnet. Als Ergebnis erhält man die Rissfortschrittslebensdauer des Bauteils [See96].

2.5 Mehrachsigkeit

Nicht nur zusammengesetzte, sondern auch einzelne Belastungen rufen im Kerbgrund mehrachsige Spannungszustände hervor. Nur näherungsweise existieren ein- oder zweiachsige Spannungszustände. Ebenso wie bei statischer, muss bei schwingender Beanspruchung zum Vergleich von Festigkeitskennwerten aus dem Belastungstensor eine geeignete skalare Vergleichsspannung σ_v gebildet werden. Die Eignung einer Vergleichsspannungshypothese hängt vom Versagensmechanismus und damit von der Beanspruchung des Bauteils und auch dem Festigkeitsverhalten des Werkstoffes ab [Wel76].

In der statischen Festigkeitslehre sind die gebräuchlichsten Hypothesen

- die Normalspannungshypothese (NH),
- die Schubspannungshypothese (SH) und

- die Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH).

Für proportionale Lasten, die nicht ihre Richtung ändern, können diese klassischen Festigkeitshypothesen für die Berechnung von Dauerfestigkeiten verwendet werden. Diese Theorien liefern ausreichende Genauigkeit für technische Anwendungen.

Bei regellosen Lasten trifft dies nicht mehr zu. Die Hauptspannungen ändern ihre Richtung während eines Lastzykluses [GD03]. Für derartige Fälle wurden für schwingende Belastungen eigene Hypothesen entwickelt, wie etwa

- die Schubspannungsintensitätshypothese (SIH),
- die Methode der Kritischen Ebene und
- das Dang Van Kriterium.

Im Folgenden werden diese Vergleichsspannungshypothesen kurz vorgestellt.

Analog dem statischen Festigkeitsverhalten wird in der dynamischen Festigkeitsrechnung davon ausgegangen, dass sich das Schwingfestigkeitsverhalten duktiler und spröder Werkstoffe unterscheidet. Es wird daher eine Unterscheidung bei der Berechnung vorgeschlagen [Zam85, HHS⁺02]. Für die Bestimmungsgleichungen gilt:

σ_{Si} = Hauptnormalspannung i

2.5.1 Normalspannungshypothese

In der statischen Festigkeit geht man bei der Normalspannungshypothese (NH) davon aus, dass ein Bruch senkrecht zur größten Normalspannung ohne vorherige plastische Verformung erfolgt. Dies ist der Fall, wenn der Werkstoff nicht verformungsfähig, also spröde ist, oder die Verformungsmöglichkeiten des Werkstoffes durch den Spannungszustand eingeschränkt oder sogar aufgehoben sind.

Versagen nach der NH tritt ein, wenn die größte Hauptnormalspannung σ_{S1} die Zugfestigkeit R_m des Werkstoffes erreicht hat. Die Bemessungsgleichung nach der NH lautet für statische Beanspruchungen:

$$\sigma_v = \sigma_{S1} \leq R_m \quad (4)$$

Auch bei schwingenden Belastungen wird davon ausgegangen, dass die NH das Festigkeitsverhalten von spröden Werkstoffen beschreibt [Feh86, Wel76, GD03, Zen88, HHS⁺02, BVDL04]. Dabei tritt die Schwingfestigkeit an Stelle der Zugfestigkeit.

2.5.2 Schubspannungshypothese

Nach der Schubspannungshypothese (SH), auch Tresca-Kriterium genannt, tritt für statische Beanspruchungen Werkstoffversagen ein, wenn die Gleitfestigkeit durch die größte wirkende Schubspannung überschritten wird. Man geht davon aus, dass plastische Formänderungen als Schiebungen erfolgen, die durch Schubspannungen ausgelöst werden. Daher findet die SH vor allem bei duktilen Werkstoffen, die durch Fließen versagen, Anwendung [Wel76]. Die Bemessungsgleichung nach der SH lautet für statische Beanspruchungen:

$$\sigma_v = \sigma_{S1} - \sigma_{S3} \leq R_m \quad (5)$$

Für schwingende Belastungen spielt die SH eine untergeordnete Rolle.

2.5.3 Gestaltänderungsenergiehypothese

Wie die SH, beschreibt die Gestaltänderungsenergiehypothese (GEH), auch von Mises-Kriterium genannt, den Widerstand eines Werkstoffes gegen plastische Verformungen. Überschreitet bei statischer Beanspruchung die in einem Volumenelement gespeicherte

Gestaltänderungsenergie den Grenzwert des Werkstoffes, so versagt dieser durch plastische Formänderung. Die GEH wird daher zur Beschreibung von duktilen Werkstoffen verwendet, die durch große plastische Verformung versagen.

Zur Berechnung der Vergleichsspannung nach der GEH wird angenommen, dass der hydrostatische Anteil des Spannungstensors keine plastische Verformung verursachen kann. Maßgebend ist nur der deviatorische Anteil. So lautet die Bemessungsgleichung nach GEH für statische Beanspruchungen:

$$\sigma_v = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_{S1} - \sigma_{S2})^2 + (\sigma_{S2} - \sigma_{S3})^2 + (\sigma_{S3} - \sigma_{S1})^2} \leq R_m \quad (6)$$

Auch bei schwingenden Belastungen herrscht die Meinung, dass die GEH das Festigkeitsverhalten von duktilen Werkstoffen beschreibt [Feh86, Wel76, GD03, BVDL04]. Dabei tritt die Schwingfestigkeit an Stelle der Bruchfestigkeit.

Die GEH kann auch als Oktaederschubspannungshypothese (OSH) angesehen werden. Es gilt [Lö99]:

$$\tau_{okt}^{OSH} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \sigma_v^{GEH} \quad (7)$$

2.5.4 Schubspannungsintensitätshypothese

Bei veränderlichen Hauptspannungsrichtungen muss die zweite Invarianzforderung für eine Vergleichsspannungshypothese, die Unabhängigkeit vom Hauptspannungskoordinatensystem, zusätzlich erfüllt werden. Berücksichtigt man die Spannungen in allen Schnittebenen eines Volumenlements, ist diese Bedingung erfüllt. Eine Möglichkeit alle Schnittebenen zu erfassen, stellt die Interpretation des von Mises-Kriteriums als quadratischen Mittelwert der Schubspannungen sämtlicher Schnittebenen dar [Zen88]. Nach NOVOSHI-

LOV [Nov61] gilt:

$$\tau_{int} = \left(\frac{1}{4\pi} \int_{\gamma=0}^{\pi} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \tau_{\gamma\varphi}^2 \sin\gamma \, d\gamma \, d\varphi \right)^{\frac{1}{2}} \quad (8)$$

mit: τ_{int} = Intensität der Schubspannung (Effektivwert)

Versagen tritt auf, wenn der werkstoffspezifische Wert für τ_{int} überschritten wurde.

Die Anwendbarkeit der SIH wurde u. a. von SIMBÜRGER [Sim75] nachgewiesen. Neben dem Begriff *Schubspannungsintensitätshypothese* (aus [ZR77]) sind die Bezeichnungen *Hypothese der effektiven Schubspannung* [Sim73] und *Hypothese der integralen Anstrengung* [Zen88, Zen95] für diese Hypothese bekannt. Die OSH und die GEH können als Sonderfälle der SIH angesehen werden. Es wird daher die Verwendung für duktile Werkstoffe vorgeschlagen [Zen88].

2.5.5 Methode der kritischen Ebene

Nach der NH und der SH ist die Angabe der kritischen Schnittebene wegen der konstanten Hauptspannungsrichtungen explizit möglich. Bei veränderlichen Hauptspannungsrichtungen gilt dies nicht ohne weiteres [Zen88]. Für jeden Normalenvektor einer Spannung \vec{n} und dem Normalenvektor einer Schnittebene \vec{d} kann ein skalarer Spannungswert angegeben werden, auf den die lineare Schadensakkumulation nach MINER angewendet wird. Für jede Kombination von \vec{n} und \vec{d} kann somit eine Schädigung errechnet werden. Die Kombination für die die Schädigung den Maximalwert erreicht, wird als kritische Ebene bezeichnet [GD03]. Maßgebend für die Dauerfestigkeit ist die größte, in einer Schnittebene auftretende effektive Vergleichsspannungsamplitude [Sim73].

Es gibt in der Literatur mehrere Berechnungsvorschläge, die Methode der kritischen Schnittebene anzuwenden [McD73, TEM77, Nok81].

Für spröde Werkstoffe werden gute Ergebnisse mit dieser Methode erreicht. Jedoch fallen bei der Anwendung auf duktile Werkstoffe die Ergebnisse schlechter aus [GD03].

2.5.6 Dang Van Kriterium

Auch für das auf der theoretischen Arbeit von DANG VAN [Van73] beruhende, gleichnamige Kriterium ist die Berechnung einer kritischen Ebene notwendig. Es wurde zur dauerfesten Auslegung von Bauteilen unter mehrachsiger, mittelspannungsbehafteter Belastung entwickelt [BSM01, BVDP95]. Bei der Hypothese geht man davon aus, dass ein Dauerbruch nur initiiert wird, wenn sich lokal kein zyklisch stabiler Zustand einstellt. Daraus lässt sich das Kriterium formelmässig angeben:

$$\tau_{a,max} + a \cdot p_{max} < B \quad (9)$$

Hierin ist $\tau_{a,max}$ die in der kritischen Ebene maximal auftretende Schubspannungsamplitude und p_{max} die maximale hydrostatische Spannung. Die beiden Konstanten a und B sind Materialkennwerte, die in zwei separaten, dynamischen Tests zuvor experimentell ermittelt werden müssen.

Für $B = \text{constant}$ lässt sich folgende Vergleichsspannungsamplitude formulieren [BSM01, VGM89]:

$$\sigma_a = \frac{\tau_{a,max} + a \cdot p_{max}}{\frac{1}{2} + \frac{a}{3}} \quad (10)$$

2.6 Verfahren zur Bestimmung der Dauerfestigkeit

Als Bemessungsgrundlage für die Düsenauslegung soll in dieser Arbeit die Dauerfestigkeit verwendet werden. Im Gegensatz zur Er-

mittlung der Festigkeitswerte im Zeitfestigkeitsgebiet kann die Ermittlung der Dauerfestigkeit nicht einfach im Wöhlerdiagramm erfolgen. Die Bestimmung der Dauerfestigkeit muss im Übergangsbereich erfolgen. Wie bereits erwähnt, ist dort neben Brüchen auch mit Durchläufern zu rechnen.

Als Durchläufer wird eine Probe gewertet, wenn sich bis zum Erreichen einer bestimmten Grenzlastspielzahl N_G das vorher definierte Versagenskriterium nicht eingestellt hat. Wie alle Festigkeitskennwerte ist die Dauerfestigkeit ein statistischer Wert. Sie kann daher nur durch die Angabe von mindestens zwei Parametern, dem Lageparameter und dem Streuparameter, korrekt erfolgen.

Die Theorie geht im Falle der Dauerfestigkeit davon aus, dass die Lebensdauer ab einem bestimmten Lastniveau nicht mehr begrenzt ist. Eine Auswertung von Versuchen in Lastspielzahlrichtung ist demnach nicht zielführend. Die Bestimmung der Dauerfestigkeit muss in Lastrichtung erfolgen. Dies bedingt, dass mehr als ein Lasthorizont zur Ermittlung der Dauerfestigkeit notwendig ist.

Es sind einige Verfahren zur Ermittlung von Mittelwert und Streuung der Dauerfestigkeit entwickelt worden:

- Treppenstufenverfahren nach DIXON und MOOD [DM48, BS57],
- Probitverfahren nach FINNEY [Fin47],
- Abgrenzungsverfahren nach MAENNING [MS72, Mae77],
- *arcsin*-Verfahren nach FISHER [Fis22, Den75].

Sie unterscheiden sich im Versuchsaufwand, in der Aussagekraft und der Zuverlässigkeit. Zur Verringerung des Versuchsaufwandes wurden auch Verfahren für eine näherungsweise Ermittlung wenigstens des Mittelwertes erdacht. Beide gehören aber nicht zu den statistisch abgesicherten Verfahren [Rad95]:

- das Verfahren nach Locati [Loc55, Ree69] und
- das Verfahren nach Prot [Pro48, TCDD54].

2.6.1 Treppenstufenverfahren

Eine häufig um Zeit und Kosten zu sparen angewendete Methode zur statistisch abgesicherten Ermittlung der Dauerfestigkeit, ist das Treppenstufenverfahren [DM48, BS57, Hü83, EEM85]. Zu dessen Anwendung muss zunächst der Streubereich näherungsweise abgeschätzt werden. Als Anhaltspunkt kann dafür die Streuung im Zeitfestigkeitsgebiet verwendet werden.

Der geschätzte Streubereich wird in mehrere Beanspruchungshorizonte äquidistant unterteilt. Der erste Versuch wird auf dem Horizont der geschätzten Dauerfestigkeit gestartet. Versagt die Probe vor Erreichen der vorher festgelegten Grenzlastspielzahl N_G , wird die folgende Probe auf dem nächst niedrigeren Horizont angesetzt. Tritt bis zum Erreichen von N_G das Versagenskriterium nicht auf, wird der folgende Versuch auf dem nächst höheren Horizont durchgeführt. Mit den restlichen Versuchsproben wird nach dem selben Schema verfahren.

Die Ergebnisse der Einzelversuche pendeln um den theoretischen Mittelwert der Dauerfestigkeit. Nach der statistischen Auswertung erhält man neben dem Mittelwert auch die Streuung [Rad95, Bux92]. Die ursprüngliche Auswertung des Verfahrens nach DIXON und MOOD [DM48] wurde von HÜCK [Hü83] verbessert. Danach sind zu Ermittlung von Mittelwert und Streuung mindestens 17 Versuche notwendig. Für die Schätzung des Mittelwertes wäre sogar ein Versuchsumfang von 5 bis 9 Prüflingen ausreichend [See96].

Dieses Verfahren eignet sich für Prüfaufbauten, auf denen nur eine Probe zur selben Zeit getestet werden kann.

2.6.2 Probitverfahren

Beim Probitverfahren ist ebenfalls der Mittelwert und die Streuung im Vorfeld näherungsweise abzuschätzen. Auf nahe beieinander liegenden Horizonten werden jeweils eine Anzahl von Proben bis zur Grenzlastspielzahl N_G beansprucht. Für jeden Lasthorizont L_i wird

die Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,i}$ aus der relativen Zahl der Brüche ermittelt.

$$P_{A,i} = \frac{r_i}{n_i} \quad (11)$$

mit:

r_i = Anzahl der Brüche auf Laststufe i

n_i = Anzahl der Prüflinge auf Laststufe i

Die so gewonnen Zahlenpaare $(L_i; P_{A,i})$ werden in ein Wahrscheinlichkeitsnetz aufgetragen. Mit einer Ausgleichsgeraden durch die Versuchsergebnisse erhält man Mittelwert und Streuung der getesteten Proben [Rad95, Bux92].

Dieses Verfahren eignet sich besonders für Prüfaufbauten, auf denen mehrere Probe gleichzeitig getestet werden können.

2.6.3 Abgrenzungsverfahren

Das Versuchsprinzip des Abgrenzungsverfahrens ähnelt dem des Probit-Verfahrens. Die Lage der Lasthorizonte muss im Abgrenzungsverfahren nicht geschätzt werden, sondern wird durch Hilfsversuche ermittelt. Die Besonderheit besteht darin, dass die Versuche nahe der Streubandgrenze zwischen wahrscheinlicher ($P_A = 10\%$) und unwahrscheinlicher ($P_A = 90\%$) Dauerfestigkeit durchgeführt werden. Der Prüfumfang besteht aus je zehn Proben, die auf Beanspruchungshorizonten nahe der oberen und unteren Streubandgrenzen bis zur Grenzlastspielzahl N_G betrieben werden. Zudem werden weitere Proben zur Ermittlung des Ausgangshorizontes benötigt.

Ausgehend vom Versuchsergebnis des ersten Versuches gibt es zwei Fälle, den oberen Lasthorizont festzulegen. Bricht die Probe, wird die Last stufenweise so weit reduziert, bis zum ersten mal kein Bruch auftritt. Der oberste Lasthorizont wird auf diesen Wert festgelegt. Bricht die erste Probe nicht, wird die Last stufenweise gesteigert bis der erste Bruch eintritt. Der untere Lasthorizont wird ausgehend vom

oberen aufgrund von Erfahrungswerten abgeschätzt.

Die Auswertung des Mittelwertes und der Streuung erfolgt in Analogie zum Probitverfahren.

2.6.4 *arcsin*-Verfahren

Diese Verfahren unterscheidet sich vom Abgrenzungsverfahren nur durch die Auswertung der Versuchsergebnisse. Die Ausfallwahrscheinlichkeit für einen Lasthorizont berechnet sich analog dem Probitverfahren aus der relativen Zahl der Brüche.

Die Ergebnisse werden einer $\arcsin \sqrt{P}$ -Transformation unterzogen, bevor sie in ein Gauß-Wahrscheinlichkeitsnetz aufgetragen werden [Rad95].

2.6.5 Verfahren nach Locati

Das Locati-Verfahren gestattet die näherungsweise Bestimmung der Dauerfestigkeit mit nur einer Versuchsprobe [Rad95]. Dazu muss allerdings der Verlauf der Zeitfestigkeitsgeraden, sowie deren Streuung bekannt sein oder abgeschätzt werden. Die Probe wird ausgehend von einem Lasthorizont L_0 , der sicher unterhalb der Dauerfestigkeit liegen muss, eine konstante Anzahl von Lastwechseln N betrieben. Nach Erreichen von N wird der Lasthorizont um einen festen Betrag ΔL gesteigert und die Probe wieder bis zum Erreichen von N betrieben. Dies wird so lange fortgesetzt bis der Bruch der Probe eintritt. Dabei sollte sich der Bruch erst nach Überschreiten der Zeitfestigkeitsgeraden für $P_A = 90\%$ ereignen. Den Mittelwert der Dauerfestigkeit erhält man näherungsweise unter Verwendung der linearen Schadensakkumulation nach Miner elementar für eine Schädigungssumme von Eins. Die Streuung der Dauerfestigkeit kann mit diesem Verfahren nicht ermittelt werden. Es eignet sich nur zur Abschätzung des Mittelwertes [Bux92].

2.6.6 Verfahren nach Prot

Grundgedanke des Verfahrens nach Prot ist, die Dauerfestigkeit durch Steigern der Beanspruchungsamplitude bis zum Bruch festzustellen. Es sollen mindestens drei Proben mit jeweils unterschiedlicher Beanspruchungsgeschwindigkeit getestet werden. Dabei ist unter Beanspruchungsgeschwindigkeit die Zunahme der Spannungsamplitude je Lastspiel zu verstehen. Die bis zum Versagen erreichten Beanspruchungsamplituden werden über die Quadratwurzel der dazugehörigen Beanspruchungsgeschwindigkeit in einem linear geteilten Netz aufgetragen. Die Dauerfestigkeit erhält man durch Extrapolation der Ausgleichsgeraden durch die Ergebnisse auf die Beanspruchungsgeschwindigkeit Null [Rad95, Bux92].

Schon das Verfahren nach Locati liefert nur eine Abschätzung des Mittelwertes, die Zuverlässigkeit des Verfahrens nach Prot ist noch geringer. Eine Angabe über die Streuung ist ebenfalls nicht zu erhalten.

2.7 Übertragbarkeit

Grundgedanke einer Bauteilauslegung ist es, zur Ermittlung der Bauteilbelastbarkeit bekannte Festigkeitswerte des Werkstoffes zu verwenden und auf die Geometrie und die Belastung des auszulegenden Bauteils anzuwenden. Die Übertragung der zyklischen Festigkeitswerte auf die kritischen Bereiche des Bauteils ist dabei nicht ohne weiteres möglich. Es müssen als wesentliche Voraussetzung für die Aussagefähigkeit einer rechnerischen Lebensdauerabschätzung einige Randbedingungen mitberücksichtigt werden.

Nach Kapitel 2.3 wird die dynamische Festigkeit eines Bauteils von vielen Einflussfaktoren bestimmt, die aber nicht alle für die Gültigkeit einer Übertragung relevant sind. Die Problematik der Übertragbarkeit lässt sich nach [Heu97] in zwei Bereiche aufteilen:

1. die Übertragung der Werkstoffkennwerte auf andere Bauteile oder andere Bauteilquerschnitte und
2. die Übertragung auf andere Belastungen.

Bei der Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen stellt man fest, dass bei der Verwendung des selben Materials die Festigkeit eines Bauteils unter anderem auch von dessen absoluter Größe abhängig ist. Nach KLOOS [Klo76] wird diese Abhängigkeit üblicherweise in vier Grundmechanismen unterteilt, die als

- technologischer,
- oberflächentechnischer,
- spannungsmechanischer und
- statistischer

Größeneinfluss bezeichnet werden. In den Berechnungskonzepten werden diese Einflüsse formelmäßig normalerweise separat berücksichtigt. Teilweise hängen sie aber voneinander ab und lassen sich in Schwingfestigkeitsversuchen meist nicht völlig voneinander trennen [VDE85]. Diese Einteilung der Größeneinflüsse hat sich in der Festigkeitsberechnung weitestgehend durchgesetzt. Nach [KS94] ist für die Zuverlässigkeit der Übertragung noch das Übereinstimmen von Versagenskriterium und der örtlichen Vergleichsbeanspruchungen Voraussetzung.

Die Übertragung auf andere Belastungen lässt sich wiederum in zwei Teile untergliedern. Zum einen ist darunter die Beanspruchung des Kerbgrundes durch andere Lastarten (z. B. Biegung an Stelle von Torsion) zu verstehen, durch die sich andere Formzahlen und auch andere Kerb- und Stützwirkungen ergeben können. Im Allgemeinen wird ein Bauteil jedoch für eine Lastart, bzw. bei zusammengesetzten Belastungen für eine bestimmte Kombination mit konstanter Abhängigkeit voneinander, ausgelegt. Treten die Belastungen jedoch

unabhängig voneinander auf, kann die Erkenntnis über das unterschiedliche Schädigungsverhalten der Lasten notwendig sein.

Zum anderen ist mit Übertragung auch die Anwendung der gewonnenen Festigkeitswerte auf andere Belastungskollektive der selben Lastart gemeint. Diese Problematik bezieht sich hauptsächlich auf die Anwendung der Schadensakkumulation bei der betriebsfesten Auslegung.

Die Genauigkeit einer rechnerischen Lebensdauerabschätzung hängt von der Güte der Übertragbarkeit ab. Es gilt der Grundsatz, dass eine Berechnung umso zuverlässiger ist, je weniger sich Bauteil, Bezugsprobe und deren Belastungen unterscheiden.

Mit der Auswahl der richtigen Übertragungsfaktoren und einem geeigneten Berechnungskonzept ist es jedoch auch möglich, die Lebensdauer völlig unterschiedlicher Bauteile zu berechnen und damit zu dimensionieren. Die notwendigen, übertragungsrelevanten Faktoren müssen bei der Berechnung formelmäßig berücksichtigt werden.

In der Literatur ist für die meisten Faktoren eine Vielzahl von Vorschlägen angegeben. Für eine Auslegung eines Bauteils ist im Vorfeld eine Abschätzung der Relevanz aller Einflussparameter hilfreich, da somit die Anzahl der Eingangsgrößen und damit der Prüfumfang reduziert werden kann. Weiterhin stellt man dadurch sicher, dass jede Randbedingung berücksichtigt wurde.

Übertragen auf den vorliegenden Fall können so einige Größen bereits unberücksichtigt bleiben. Manche Parameter liegen für alle Versuche in einem Bereich, in dem sich die Festigkeitseigenschaften nicht nennenswert ändern. Dazu zählen einerseits die Temperatur, die zwischen Raumtemperatur und maximal 60° liegt, andererseits die Prüffrequenz, die mit höchstens 250 Hz weit von der Einflussgrenze entfernt liegt. Eine übermäßige Erwärmung des Bauteils durch innere Reibung kann ebenso ausgeschlossen werden wie der Einfluss korrosiver Medien. Für alle Bauteilversuche wird das selbe Medium, Hydrauliköl, verwendet, das für den Zeitraum der Versuche keine nennenswerten korrosiven Eigenschaften entwickelt. Das kann auch von der Raumluft behauptet werden, die den Prüfling bei den Bie-

geversuchen umgibt.

Andere Parameter sind für alle Versuche konstant, so dass ihr einmal ermittelter Einfluss ohne weitere Berücksichtigung mitübertragen werden kann. Dazu zählen Schwankungen des Werkstoffes sowie dessen Zustände, wie Gefüge, Stoffreinheit, Legierungszusammensetzung und Wärmebehandlung. Diese sind in engen Grenzen vorgeschrieben, wodurch es gerechtfertigt erscheint, von einem konstanten Einfluss auszugehen. Die Einhaltung der Toleranzgrenzen wird bei der Fertigung überprüft.

Dagegen kann der Einfluss der in Tabelle 2 aufgeführten Parameter nicht vernachlässigt werden. Die zweite Spalte beinhaltet die formelmäßig Berücksichtigung der Parameter bei der Berechnung.

Einflussparameter	Erfassung bei der Berechnung
Mittelspannungen	Mittelspannungsempfindlichkeit
mehrachsiger Spannungszustand	Vergleichsspannungshypothese
absolute Größe	statistische und spannungsmechanische Stützziffer
Eigenspannungen	indirekt über lokale Dauerfestigkeit und Verschiebung der Mittelspannung
Oberflächenzustand	Oberflächenfaktor
inhomogene Materialeigenschaften	lokale Dauerfestigkeit

Tabelle 2: Zur Übertragung notwendige Parameter und ihre formelmäßige Erfassung

2.8 Richtlinien zur Bemessung von zyklisch belasteten Bauteilen

Auf Grundlage von Nennspannungen gibt es für verschiedene Anwendungsgebiete bereits seit Jahrzehnten Richtlinien zur Berechnung von Lebensdauern metallischer Bauteile. In Tabelle 3 sind einige der wichtigsten Richtlinien sowie das Anwendungsgebiet, für das sie entwickelt wurden, aufgeführt.

Richtlinie	Bezeichnung	Quelle
TGL-19340	Dauerfestigkeit der Maschinenbauteile	[TGL83]
DIN 743	Tragfähigkeit von Achsen und Wellen	[DIN00a]
DIN 3990	Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern	[DIN87]
DIN 18 800	Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion	[DIN90a]
IIW-Empfehlungen	Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Verbindungen und Bauteile	[Hob97]
Eurocode 3	Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten	[EUR92]
VDI Richtlinie 2226	Empfehlung für die Festigkeitsberechnung von metallischen Bauteilen	[VDI65]
SWL 1999	Synthetische Wöhlerlinien für Eisenwerkstoffe	[BT99]
FKM Richtlinie	Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile	[HHS ⁺ 02]

Tabelle 3: Richtlinien auf Basis von Nennspannungen

Den Überschriften einiger Richtlinien ist bereits zu entnehmen, dass

sie nur für bestimmte Anwendungsbereiche konzipiert wurden. Eine dauerfeste Auslegung von Einspritzdüsen ist mit der VDI Richtlinie 2226, dem TGL-Standard 19340, den SWL 1999 und der FKM Richtlinie formal möglich. Es ist jedoch ausreichend, nur die FKM-Richtlinie dazu heranzuziehen, da sie als Weiterentwicklung der VDI Richtlinie und dem TGL-Standard angesehen werden kann, aus denen sie entstanden ist. Außerdem enthält sie Regelungen der DIN 18 800, der IIW-Empfehlungen und des Eurocode 3 [HHS⁺02]. Die Auslegung nach den SWL 1999 stützt sich formal auf die selben Zusammenhänge wie die FKM-Richtlinie. Das Anwendungsgebiet der SWL 1999 ist jedoch stärker eingeschränkt. So gilt die Richtlinie nicht für austenitische Stähle, randschichtverfestigte Bauteile oder Schweißverbindungen [BT99].

Die FKM-Richtlinie ermöglicht den rechnerischen Festigkeitsnachweis für beliebig gestaltete volumenförmige Bauteile unter Beachtung der relevanten Einflüsse. Sie ist sowohl für statische, als auch dynamische Lasten anwendbar und gilt für Stahl- und Eisengusswerkstoffe für Temperaturen bis zu 500° C sowie für Aluminiumwerkstoffe bis zu einer Temperatur von 200° C. Ebenso kann sie zur Berechnung von randschichtgehärteten Bauteilen und Schweißverbindungen herangezogen werden.

Aufgrund der weitreichenden Einsatzmöglichkeit der FKM-Richtlinie hat sie weite Verbreitung gefunden und ist als Stand der Technik anerkannt. Für diesen vorliegenden Fall ist die Auslegung nach der FKM-Richtlinie alleine jedoch nicht hinreichend. Zum einen ist die Angabe der zu erwartenden Ausfallwahrscheinlichkeit für den technisch relevanten Bereich kleiner Ausfallwahrscheinlichkeiten im ppm-Bereich unzureichend. Die Richtlinie gibt für eine korrekte Auslegung eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5 % an. Eine Umrechnung auf andere Überlebenswahrscheinlichkeiten wird nicht benannt. Viel schwerwiegender ist allerdings, dass die Auslegung nach der Richtlinie nicht hinreichend mit den Versuchsergebnissen dieser Arbeit übereinstimmt⁹.

Der darin angegebene formelmäßige Zusammenhang kann allerdings

⁹Siehe Kapitel A.4.2 im Anhang.

als Grundlage für ein verbessertes Berechnungskonzept verwendet werden.

Neben den Richtlinien finden sich in der Literatur noch andere Berechnungsvorschläge, die noch nicht in ein Normenwerk Einzug gehalten haben. Speziell für randschichtverfestigte Bauteile unter Innendruck ist hier das FVV-Vorhaben Autofrettage III zu nennen, welches eigentlich zur Berechnung der Dauerfestigkeit von autofrettierten Bauteilen entwickelt wurde [BVDL04]. Darin ist aber auch ein Berechnungsvorschlag für einsatzgehärtete, nicht autofrettierte Bauteile enthalten.

Obgleich für die Untersuchungen ein ähnlicher Konstruktionswerkstoff wie für diese Arbeit verwendet wurde, stimmen auch dort die Berechnungsergebnisse nicht hinreichend mit den erzielten Versuchsergebnissen überein¹⁰.

Die berechnete Dauerfestigkeit gilt ebenfalls für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 %. Jedoch bietet die Auslegung nach diesem Vorhaben die Möglichkeit, diese mit Hilfe des statistischen Größeneinflusses auf andere Überlebenswahrscheinlichkeiten zu übertragen.

¹⁰Siehe Kapitel A.4.1 im Anhang.

3 Zielsetzung

Die Übersicht über den heutigen Kenntnisstand zur Berechnung der zyklischen Festigkeit metallischer Werkstoffe zeigt, dass bereits vieles untersucht wurde. Eine allgemeingültige Berechnungsformel gibt es aber bis dato ebensowenig wie eine hinreichend genaue Abschätzung der notwendigen Eingangsparameter. Der Konstrukteur hat bei der Dimensionierung eines Bauteils vielmehr die Auswahl aus einer Reihe zum Teil sehr unterschiedlicher Berechnungsmethoden¹¹. Diese wurden jeweils für bestimmte Stadien der Bauteilschädigung konzipiert. Demnach gelten die in den Konzepten abgeleiteten Gesetzmäßigkeiten lediglich für eine bestimmte Art von Verformungen, die im Kerbgrund hervorgerufen werden. Es scheint daher nur logisch, dass jenes Konzept, das auf die im Kerbgrund dominierenden Schädigungsphänomenen und den damit verbundenen Verformungen beruht, das dynamische Festigkeitsverhalten der Bauteile am besten beschreibt.

Bei der dauerfesten Auslegung geht man davon aus, dass entweder im Bauteil keine Risse vorhanden sind oder diese an der weiteren Ausbreitung gehindert sind. Der Anteil von plastischen Verformungen ist sehr gering, da im Dauerfestigkeitsgebiet für hochfeste Stähle Plastifizierungen nur bei großer Kerbschärfe und dann auch nur sehr begrenzt auftreten. Als Berechnungskonzept kann daher nur ein auf elastischen Verformungen beruhendes zielführend sein.

Für die Vorhersage von ertragbaren Druckbelastungen wäre das Nennspannungskonzept ausreichend. Das Berechnungsverfahren soll später aber auch auf andere Kerbgeometrien und andere Belastungen angewendet werden. Diese universelle Übertragbarkeit auf andere Lasten oder Geometrien ist formelmäßig mit den Grundlagen des Kerbgrundspannungskonzeptes möglich.

Zwar finden sich für das Kerbgrundspannungskonzept in der Literatur Angaben für die zur Übertragung notwendigen Parameter und deren formelmäßigen Umsetzung, die meist Nennspannungskonzept-

¹¹Diese wurden in Kapitel 2.4 diskutiert.

ten entnommen wurden (z. B. in [HHS⁺02, BVDL04], siehe Kapitel 2.8), dennoch ergeben sich für die dauerfeste Auslegung von ein-
satzgehärteten Bauteilen aus Stahl auf der Grundlage von örtlich-
elastischen Spannungen folgende offene Punkte:

- Die Ermittlung der notwendigen Parameter für Richtlinien nach dem Nennspannungskonzept erfolgt im Allgemeinen an einfachen Laborproben. Besonders in älteren Verfahren finden sich nur einfache Geometrien wie Rundstab oder Flachprobe. Eine Übertragung auf komplexe Geometrien ist häufig nicht möglich. Zum einen sind Parameter und Modelvorstellungen an die Probengeometrie gebunden, zum anderen wird die bei gekerbten Bauteilen sich einstellende Mehrachsigkeit im Kerbgrund nicht hinreichend beschrieben. So sind die für das Nennspannungskonzept fundierten Schätzformeln für die Eingangsgrößen nicht ohne weiteres auf das Kerbgrundspannungskonzept übertragbar.
- Die zur Berechnung notwendigen Eingangsgrößen müssen für jeden Werkstoff und Werkstoffzustand erst ermittelt werden. Es gibt auch hierfür eine Reihe von Vorschlägen, diese Eingangsgrößen aus statischen Festigkeitskenngrößen abzuleiten. Dabei werden aber keine Angaben über die Güte der Schätzung gemacht, die zur Beurteilung der Berechnung hinsichtlich ihrer Genauigkeit wichtig wäre. Zudem gehen diese Methoden von unterschiedlichen Eingangsgrößen und formelmäßigen Beschreibungen aus, so dass sie sehr häufig zu deutlich unterschiedlichen Ergebnissen führen¹².
- Die Festigkeit eines Werkstoffes, besonders auch die von Bauteilen, ist eine statistische Größe. In kaum einem Berechnungsverfahren wird auf die statistische Verteilung der Festigkeitswerte eingegangen. Manchmal ist wenigstens die Ausfallwahrscheinlichkeit angegeben, mit der bei der Auslegung nach dieser Methode gerechnet werden muss. Die Kenntnis über die Festigkeitsverteilung ist aber für die Auslegung einer Konstruktion

¹²Eine detailliertere Aufstellung dazu findet sich in Kapitel 4.

von entscheidender Bedeutung, da üblicherweise auf sehr geringe Ausfallwahrscheinlichkeiten extrapoliert werden muss.

- Durch die Innenhochdruckbelastung der Bauteile ergibt sich selbst an der Oberfläche ein dreiachsiger Spannungszustand. Zur Bildung einer Vergleichsspannung werden Hypothesen aus der statischen Festigkeit vorgeschlagen, auch wenn die ihnen zugrunde liegenden theoretischen Zusammenhänge für den Schädigungsmechanismus bei schwingender Beanspruchung nicht zutreffend sind. Bei den Schätzformeln für die Eingangsgrößen wird nicht auf die Vergleichsspannungshyothese eingegangen, die jedoch einen nicht unbedeutenden Einfluss auf das Berechnungsergebnis hat.
- Berechnungen der ertragbaren Lasten nach den verfügbaren Richtlinien und Methoden beschreiben das Festigkeitsverhalten realer Bauteile nicht richtig. Dabei ist noch ungeklärt, ob es an den Ansätzen der Berechnungsmethode selbst oder den dazugehörigen Eingangsgrößen liegt.

Ziel der Arbeit ist es, herauszufinden, wie gut mit den in der Literatur angegebenen Berechnungs- und Abschätzverfahren die Dauerfestigkeit des komplexen Bauteils Einspritzdüse, dessen Geometrie und Belastungsform mit den in den Methoden zugrundeliegenden Untersuchungen verwendeten Laborproben in keiner Weise übereinstimmt, vorherbestimmt werden kann. Dazu soll aus der Vielzahl der Einflussfaktoren auf die Dauerfestigkeit diejenigen, die zur Beschreibung dieses Problems notwendig scheinen, herausgegriffen, deren Einfluss quantitativ erfasst und anschließend mit den in der Literatur angegebenen Werten und anderen Versuchsergebnissen verglichen werden. Aus dem gegebenen Lastfall und den Besonderheiten des Bauteils ergibt sich ein besonderer Focus auf folgende Einflussgrößen:

- Lokale Dauerfestigkeit und Härteeinfluss infolge der inhomogenen Materialeigenschaften,
- Mittelspannungen,

- Oberflächenbeschaffenheit,
- Einfluss der absoluten Bauteilgröße,
- Mehrachsigkeit und
- Festigkeitsverteilung.

Unterschiedliche Werkstoffeigenschaften und Werkstoffzustände von Bauteil zu Bauteil einer Serie sind nicht Gegenstand dieser Arbeit. Durch die hohe Reinheit und der strengen Kontrolle der Fertigung scheint die Annahme gerechtfertigt, dass Schwankungen in den Werkstoffeigenschaften klein gegenüber der sowieso vorhandenen Streuung der Festigkeitswerte sind.

Die Ergebnisse beziehen sich nur auf den untersuchten Konstruktionswerkstoff 18CrNi8 im einsatzgehärteten Zustand¹³.

Im Anschluss sollen aus den gewonnenen Erkenntnissen Potentiale zur Steigerung der ertragbaren Druckamplitude quantifiziert werden. Dazu gehört auch eine unter Verwendung realistischer Lastannahmen beruhende, betriebsfeste Auslegung der Einspritzdüse.

¹³Die Beschreibung der Wärmebehandlung ist in Kapitel 4.1.2 zu finden.

4 Berechnungsansatz und dazugehörige Übertragungsfaktoren

4.1 Vorstellung des gegebenen Lastfalls

Wissenschaftliche Untersuchungen werden üblicherweise an Laborproben mit idealisierten Geometrien durchgeführt. Vorteil dieses Vorgehens ist, dass sich dadurch konstante und damit beherrschbare Ausgangsbedingungen erzielen lassen. Zielstellung dieser Arbeit ist es aber, die Dauerfestigkeit eines komplexen Bauteils unter Verwendung der in der Literatur vorgeschlagenen Berechnungsmethoden vorherzusagen. Die Ermittlung der Werkstoffdauerfestigkeit und der zur Übertragbarkeit erforderlichen Parameter erfolgt daher an kompletten Bauteilen, die der Serienfertigung entnommen wurden.

Bei den Prüflingen handelt es sich um Einspritzdüsen für direkteinspritzende Dieselmotoren, die nach einer inoffiziellen Norm mit P-Typ bezeichnet werden. Diese werden üblicherweise in Dieseleinspritzsystemen für PKW-Anwendungen eingesetzt. Ein Vorteil der Verwendung von Seriendüsen ist die gute Verfügbarkeit und die geringen Probenkosten. Der Nachteil der stärker streuenden Ausgangsbedingungen wird in einem gesonderten Kapitel untersucht¹⁴.

4.1.1 Geometrie einer Dieseleinspritzdüse

Abbildung 7 zeigt einen Schnitt durch eine P-Typ-Dieseleinspritzdüse. Die dargestellte Ebene ist zugleich die Symmetrieebene. Das weitgehend rotationssymmetrische Bauteil besteht aus zwei Einzelteilen, dem Düsenkörper und der Düsennadel. Die Düsennadel wird nicht kritisch hinsichtlich Festigkeit belastet und ist daher nicht Gegenstand der Untersuchung. Der einsatzgehärtete Düsenkörper besteht im Wesentlichen aus einer Zentralbohrung, der Nadelführungsbohrung, die zur Aufnahme der Düsennadel dient,

¹⁴Siehe Kapitel 5.5.

und einer schrägen Bohrung, der Hochdruckbohrung, für die Kraftstoffzuführung. Beide Bohrungen sind durch einen elektro-chemisch hergestellten Kessel miteinander verbunden. Die Verschneidung beider Bohrungen wird als Spickel bezeichnet. Eine Skizze des Düsenkörpers mit Angabe von Dimensionen kann Abbildung 51 im Anhang entnommen werden.

Der gefährdete Querschnitt des Bauteils für die Belastung unter Innendruck ist der Spickel. Bereits ein Riss von wenigen Millimetern in diesem Bereich führt zum Ausfall des gesamten Bauteils. Zwischen der Hochdruckbohrung und der Nadelführungsbohrung wird eine Verbindung hergestellt, die eine um Größenordnungen höhere Leckmenge über die Nadelführung zur Folge hat. Der Druckaufbau im Düsenkörper wird dadurch auf ein unbrauchbares Maß begrenzt. Auch im Kuppenbereich findet sich eine versagenskritische Stelle, die in Abbildung 8 skizziert ist. So bilden die Einspritzlöcher mit dem Sackloch der Düse eine Bohrungsverschneidung mit deutlicher Kerbschärfe. Die Spritzlöcher werden in den bereits einsatzgehärteten Düsenkörper mit leicht konischer Form erodiert. Zum Entgraten und zum Einstellen des Durchflussbeiwertes erfolgt abschließend eine Verrundung der Verschneidungskanten mit einem hydroerosivem Medium in der später vorgesehenen Strömungsrichtung.

Diese Arbeit beschäftigt sich hauptsächlich mit dem Versagen im Spickelbereich. Zur Ermittlung von Übertragungsfaktoren werden daneben die Festigkeiten der gerade beschriebenen Spritzlochverschneidung sowie die von zwei reinen Probegeometrien untersucht.

4.1.2 Probenfertigung

Der Düsenkörper wird aus dem Einsatzstahl 18CrNi8 (1.5920) nach DIN EN 10084 [DIN98a] hergestellt. Im weichen Zustand wird die Außenkontur vorgedreht, sowie die beiden Innenbohrungen und deren elektro-chemische Verschneidung in den Düsenkörper eingebracht. Nach der Wärmebehandlung erfolgt das auf Maß Schleifen aller Außenflächen sowie der Funktionsflächen der Innenkontur. Zwar

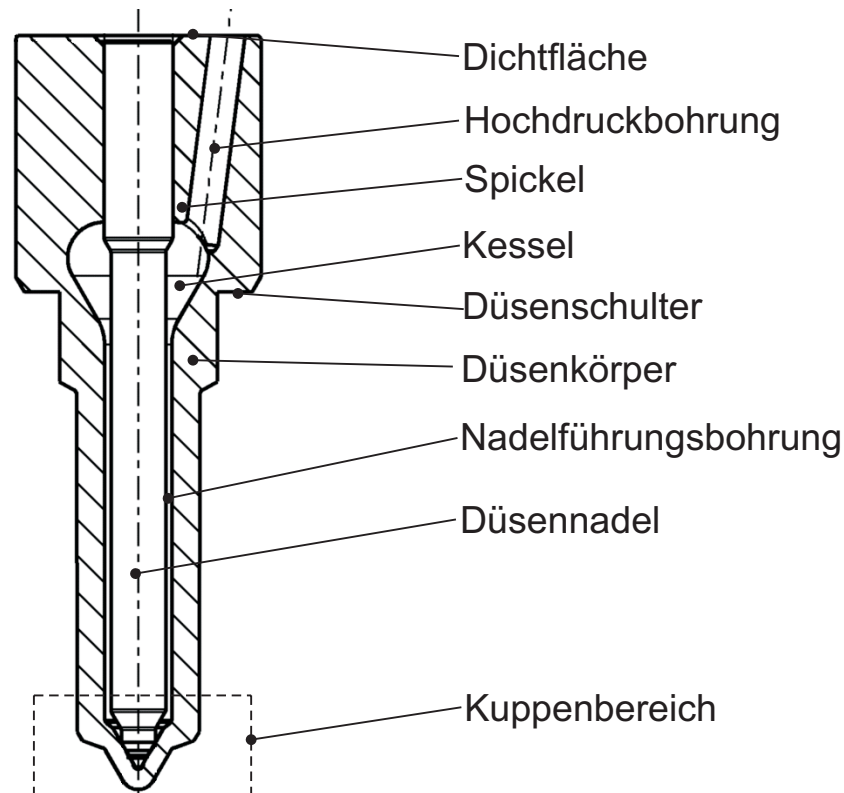


Abbildung 7: Schnitt durch eine P-Typ-Diseleinspritzdüse

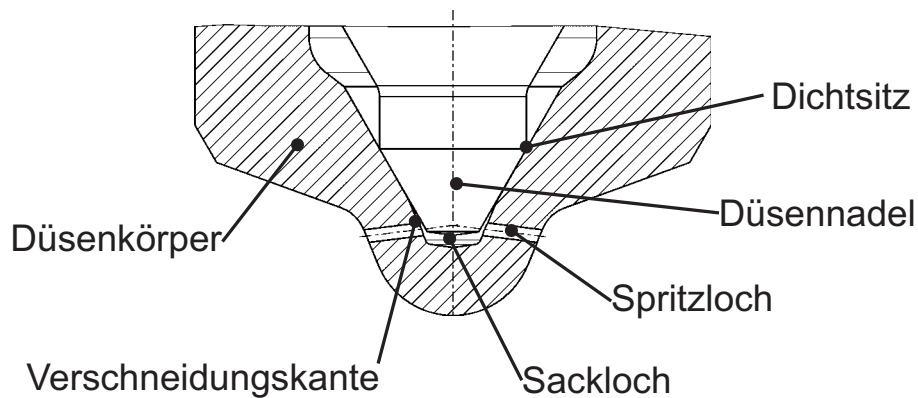


Abbildung 8: Schnitt durch den Kuppenbereich einer P-Typ-Diseleinspritzdüse

beaufschlagt man diese Bauteilbereiche an der Oberfläche durch die spanende Bearbeitung mit schädlichen Zugeigenspannungen, der versagungskritische Bereich am Spickel behält aber die von der Wärme-

behandlung eingebrachten Druckeigenspannungen bei.

Die Wärmebehandlung der Düsen erfolgt durch Einfachhärten mit einer angeschlossenen Tiefkühlphase zur Senkung des Restaustenitgehalts. Anschließend wird die Randhärte durch Anlassen auf Werte zwischen 700 *HV* und 800 *HV* eingestellt. Abbildung 9 zeigt den schematischen Verlauf der Wärmebehandlung.

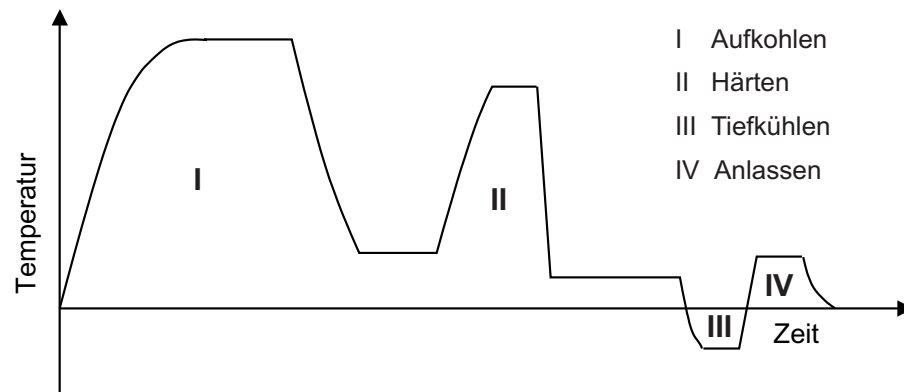


Abbildung 9: Wärmebehandlungsprozess der Dieseleinspritzdüsen

Die Einsatzhärtung erfolgt nicht an jeder Oberfläche des Bauteils, um eine Durchhärtung zu vermeiden. Durch die weichen Querschnitte behält das Bauteil einen Teil seiner Duktilität. Zum Aufkohlen werden große Teile der Außenflächen abgedeckt, so dass die in Abbildung 10 gekennzeichneten Bereiche nicht aufgekohlt werden. Die Einhärtetiefe soll zwischen 0,35 mm und 0,65 mm betragen.

4.1.3 Lasten

Die Aufgabe einer Einspritzdüse besteht darin, den Kraftstoff dosiert in den Brennraum abzugeben. Um eine möglichst feine Zerstäubung zu erreichen, geschieht dies unter hohem Druck. Dadurch wird die Düse hauptsächlich durch den Innendruck L_p des Kraftstoffes beansprucht. Je nach Einspritzsystem ergeben sich im Motorbetrieb für einen Einspritzvorgang unterschiedliche Lastverhältnisse $R_{L,p}$ ¹⁵.

¹⁵Eine genaue Beschreibung der einzelnen Systeme befindet sich in Kapitel A.3 im Anhang.

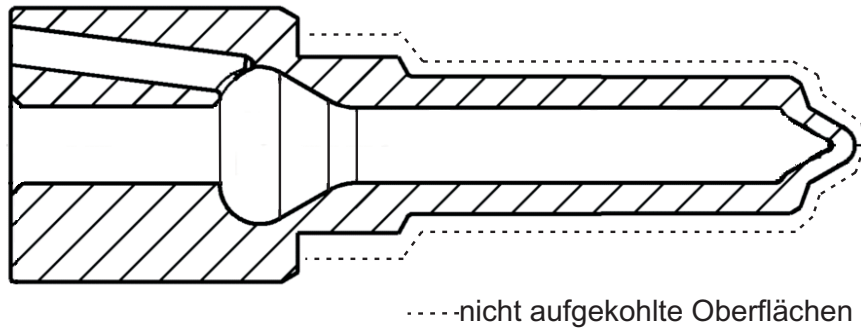


Abbildung 10: Nicht aufgekohlte Bereiche der Düse

Für nadelhubgesteuerte Systeme: $R_{L,p} \approx 0$

Für druckgesteuerte Systeme: $R_{L,p} \approx 0,8$

Zu den aus Einspritzvorgängen resultierenden Lastwechseln kommen noch weitere aus Änderungen des Systemdrucks. Diese Lastwechsel sind zwar wesentlich langweiliger, haben aber meist eine größere Amplitude.

Die Verbindung der Düse mit dem restlichen Einspritzsystem erfolgt über einen kraftschlüssigen Verbund mit einer Überwurfmutter, die als Düsenspannmutter bezeichnet wird. Die Düsenspannmutter stützt sich an der Düsenschulter ab und drückt die Düse mit der Dichtfläche gegen die Düsenaufnahme. Durch das Anziehen der Düsenspannmutter wird der Düsenkörper durch eine weitere Last, die axiale Vorspannung L_{ax} , belastet.

Diese Last wird bei der Montage aufgebracht und bleibt als statische Vorspannung erhalten ($R_{L,ax} = 1$). Die Belastung aus der Montage wird der Belastung aus dem Innendruck am Spickel überlagert. Strenggenommen müssten wegen der Überlagerung der beiden Lasten auch zwei Lastverhältnisse angegeben werden. Da sich das Lastverhältnis der axialen Vorspannung aber nie ändert, wird im Folgenden nur ein Lastverhältnis R_L ohne Index der Lastart angegeben, welches dem Lastverhältnis der Innendruckbelastung $R_{L,p}$ entspricht. Durch die axiale Vorspannung ergibt sich eine Veränderung der Unterspannung σ_u und damit der Mittelspannung σ_m im Kerbgrund.

Zwar ist für $p_u = 0$ bar das Lastverhältnis R_L noch Null, aber das Spannungsverhältnis R_σ von Null verschieden.

Der Kuppenbereich der Einspritzdüse (Abbildung 8) wird ebenfalls mit dem Innendruck beaufschlagt. Statische Montagekräfte sind dort jedoch nicht anzutreffen. Aber auch hier kommt zur Innendruckbelastung eine zweite Lastart hinzu. Der Dichtsitz mit meist 2 mm Durchmesser auf dem 60°-Kegel im Kuppenbereich bildet das Gegenlager der Düsennadel. Von der Nadel nicht nur während des Schließens aufgebrauchte Axialkräfte, werden dort flächig in den Düsenkörper geleitet. Das sich dadurch ausbildende Spannungsfeld führt an den Spritzlocheinlaufkanten ebenfalls zu Spannungsüberhöhungen, so dass dieser Bereich sowohl hinsichtlich Innendrucks als auch hinsichtlich Nadelkräfte als Kerbe anzusehen ist. Die Nadelkraft ist ebenfalls dynamisch, aber nicht proportional zum Innendruck. Systembedingt können sich höchstens synchrone Lastanteile ergeben.

Abbildung 11 zeigt alle mechanischen, auf eine Einspritzdüse einwirkende Lastarten. Dazu kommen im Motorbetrieb noch thermische Lasten, die nicht Gegenstand dieser Arbeit sind.

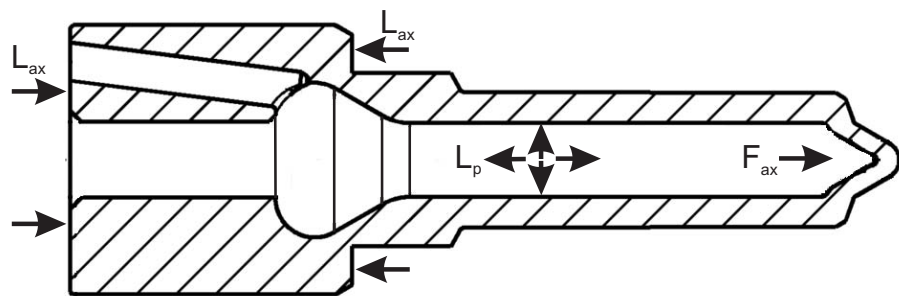


Abbildung 11: Schematische Darstellung aller mechanischen, auf eine Düse wirkenden Lasten

4.2 Formelmäßige Berücksichtigung der Parameter

4.2.1 Lokale Dauerfestigkeit infolge der inhomogenen Materialeigenschaften

Aufgrund der begrenzten Diffusion von Kohlenstoffatomen beim Einsatzhärten zeichnen sich derart wärmebehandelte Bauteile durch eine inhomogene Verteilung der Materialeigenschaften aus. Durch die, über den Querschnitt unterschiedliche Gefügezusammensetzung und das damit einhergehende i.d.R. mehrachsige Eigenspannungsfeld ist auch die Festigkeit inhomogen verteilt. Der lokale Widerstand des einsatzgehärteten Werkstoffes gegen Ermüdung ist demnach ortsabhängig. Zur Dauerfestigkeitsabschätzung ist daher die Verteilung der Festigkeit von entscheidender Bedeutung.

$$\sigma_{zdW} = f(x, y, z) \quad (12)$$

Nachdem die Wechselfestigkeit einzelner Querschnittsbereiche nicht separat messtechnisch erfasst werden kann, muss zur Ermittlung der Festigkeitsverteilung auf leicht messbare Größen zurückgegriffen werden, die ebenfalls durch die Wärmebehandlung inhomogen verteilt sind. Wenn beiden Größen der selbe Entstehungsmechanismus zugrunde liegt, besteht die Möglichkeit, einen hinreichenden Zusammenhang zu finden.

Eine Größe, die sich hier anbietet, ist die lokale Härte. Diese kann für verhältnismäßig kleine Querschnittsbereiche, somit lokal, messtechnisch ermittelt werden. Für den Schluß von der lokalen Härte auf die lokale Wechselfestigkeit muss der quantitative Zusammenhang bekannt sein. Nach [WT67] ergibt sich bei einsatzgehärteten Stählen im Übergangsgebiet zwischen Randschicht und Kern ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen lokal ertragbarer Spannungsamplitude und der lokalen Härte. Im Folgenden werden die Berechnungsansätze nach VELTEN[Vel84], MURAKAMI [Mur89, Mur93, Mur01] und LANG

[Lan79], die sich auf diesen linearen Zusammenhang stützen, vorstellt.

Örtliche Wechselfestigkeit nach VELTEN

Die Abhängigkeit der lokalen Wechselfestigkeit eines einsatzgehärteten Werkstoffes von der lokalen Härte unterteilt sich nach VELTEN in zwei Bereiche. Bis zu einer Grenzhärte von 500 HV ergibt sich ein linearer Zusammenhang zwischen lokaler Härte und örtlicher Wechselfestigkeit. Darüber hinaus wird keine weitere Steigerung der örtlichen Werkstoffdauerfestigkeit erzielt.

für $HV \leq 500$

$$\sigma_{zdW} = a \cdot HV + b \quad (13)$$

für $HV > 500$

$$\sigma_{zdW} = a \cdot HV + b = \text{const.} \quad (14)$$

Die beiden Parameter a und b sind dem jeweiligen Werkstoff anzupassen. Für den Einsatzstahl 20MoCrS4 gibt VELTEN folgende Werte an:

für $HV \leq 500$

$$\sigma_{zdW} = 1,27 \cdot HV + 72 \quad (15)$$

und für $HV > 500$

$$\sigma_{zdW} = 707 \text{ N/mm}^2 \quad (16)$$

Für andere Stähle finden sich in der Literatur keine Angaben über die Parameter a und b . Sie müssen für den verwendeten Werkstoff erst ermittelt werden. Aber selbst bei identischem Werkstoff ist die Übertragbarkeit wegen der unterschiedlichen Einflüsse aus dem technologischen Grösseneinfluss nur im Einzelfall gegeben [Hai89].

Örtliche Wechselfestigkeit nach MURAKAMI

Nach MURAKAMI ist der Zusammenhang über den gesamten Bereich der Härte linear. Er unterteilt jedoch die örtliche Wechselfestigkeit in mögliche Versagensorte. Die Gleichung 17 gilt für Versagen an der Oberfläche, Gleichung 18 für Versagen unter der Oberfläche.

$$\sigma_{zdW,A} = 1,43 \cdot \frac{(HV + 120)}{\sqrt{area_A}^{\frac{1}{6}}} \quad (17)$$

$$\sigma_{zdW,V} = 1,56 \cdot \frac{(HV + 120)}{\sqrt{area_V}^{\frac{1}{6}}} \quad (18)$$

Die höhere örtliche Wechselfestigkeit für Versagen unter der Oberfläche lässt sich mit den Ergebnissen von Schwingfestigkeitsversuchen mit unterschiedlichen Umgebungsmedien [Bä91] erklären¹⁶. Der Einfluss des Werkstoffes, insbesondere dessen Gefüge und dadurch dessen Wärmebehandlung, wird durch den Parameter \sqrt{area} erfasst. Nach WINDERLICH ET. AL. [WSB96] kann dieser wie folgt abgeleitet werden:

$$\sqrt{area_{A,V}} = \sqrt{\frac{\pi}{4} \cdot KG_{A,V}^2} \quad (19)$$

Hierin ist $KG_{A,V}$ der mittlere Korndurchmesser im betrachteten Bereich (Oberfläche A oder Volumen V).

Örtliche Wechselfestigkeit nach LANG

Für Bauteile mit Eigenspannungen und Randschichtverfestigung schlägt LANG zur Abschätzung der Dauerfestigkeit ebenfalls einen linearen Zusammenhang vor:

$$\sigma_{zdW} = 0,30 \cdot HV + 300 N/mm^2 \quad (20)$$

¹⁶Siehe auch Kapitel 2.3.1.

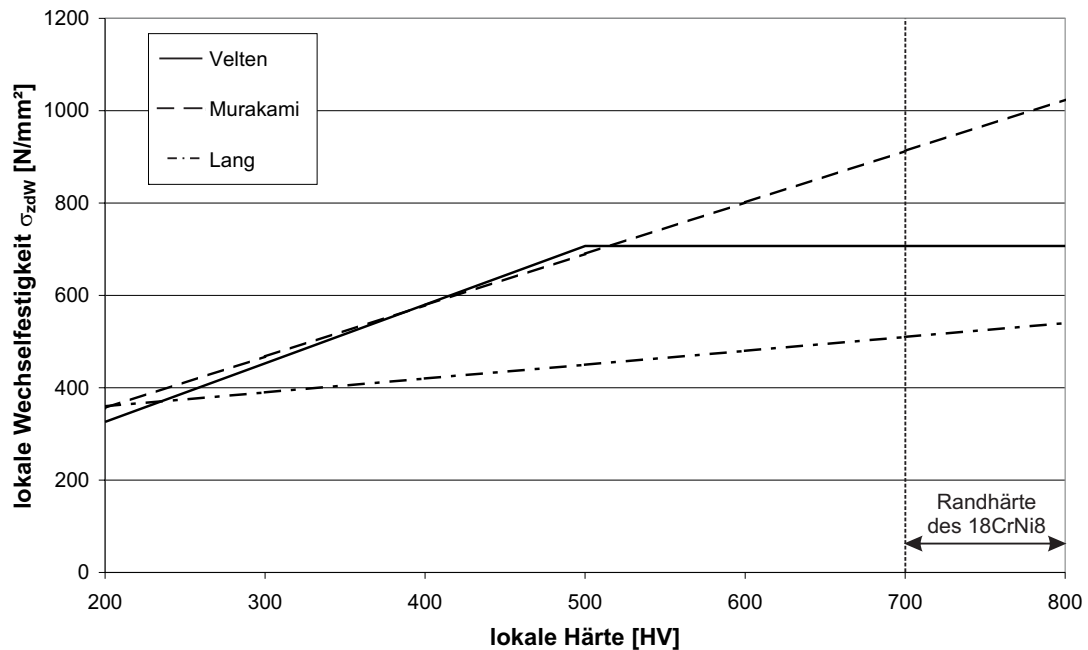


Abbildung 12: Verlauf der lokalen Wechselfestigkeit über die lokale Härte

In Abbildung 12 ist eindeutig zu erkennen, dass sich, speziell für Werkstoffe mit großer Härte, deutliche Unterschiede in der Abschätzung der lokalen Dauerfestigkeit je nach verwendetem Ansatz ergeben. Die Werte der einsatzgehärteten Randschicht des 18CrNi8 liegen im Bereich von 700 bis 800 HV . Die lokale Dauerfestigkeit differiert hier fast um den Faktor 2.

Dem Graphen für die Berechnung nach VELTEN liegen für a und b zur ersten Abschätzung die Werte des Einsatzstahls 20MoCrS4 zugrunde. Der für den Graphen zur Berechnung nach MURAKAMI notwendige Parameter $\sqrt{area_A}$ ergibt sich aus einer mittleren Korngröße an der Oberfläche von ca. 5 μm zu 4,5 μm .

Die Autoren der angegebenen Verfahren indizieren die lokale Dauerfestigkeit mit Zug-Druckwechselfestigkeit (zdW), da die Zusammenhänge meist an Laborproben unter Zug-Druckbelastung ermittelt wurden. In dieser Arbeit ist die lokale Dauerfestigkeit nicht auf Zug-Druckbeanspruchungen begrenzt. Sie dient vielmehr als Grund-

lage für jede beliebige Beanspruchung. Ausgedrückt wird dies durch eine geänderte Indizierung. Die physikalische Grundlage bleibt dabei unangetastet.

$$\sigma_{zdW} = \sigma_a(R = -1) = \sigma_w \quad (21)$$

Indirekte Abhängigkeit der mit Hilfe aus der in der Literatur angegebenen Methoden berechnete Dauerfestigkeit ergeben sich über die Abschätzung der Zugfestigkeit R_m der Randschicht aus der Härte. Für die Berechnung einiger Übertragungsparameter¹⁷ ist die Kenntnis der lokalen Zugfestigkeit R_m notwendig.

In der FKM Richtlinie [HHS⁺02] wird folgender Zusammenhang vorgeschlagen:

$$R_m = 3,3 \cdot HV \quad (22)$$

Aus der linearen Regression zahlreicher Zugversuche an verschiedenen Stählen ermittelt VELTEN [Vel84] ebenfalls einen linearen Zusammenhang. Dabei wird die Berechnung wieder in zwei Härtebereiche unterteilt.

Für $HV \leq 445$:

$$R_m = 3,29 \cdot HV - 47 \quad (23)$$

Für $HV > 445$:

$$R_m = 4,02 \cdot HV - 347 \quad (24)$$

4.2.2 Mittelspannungseinfluss

Da der Druck stets nur Werte größer oder gleich Null annehmen kann, lassen sich durch Innendruckbelastungen nur Lastverhältnisse

¹⁷Siehe Oberflächeneinfluss, spannungsmechanische Stützziffer und Mittelspannungsempfindlichkeit.

R_L größer Null und damit keine wechselnde Belastungen erzeugen. Für den Fall einer reinen Innendruckschwellbelastung ($p_u = 0$) tritt im Kerbgrund unter Annahme elastischen Werkstoffverhaltens eine reine Zugschwellbelastung auf.

$$R_L = \frac{L_u}{L_o} = \frac{p_u}{p_o} = 0 \quad (25)$$

mit: $L_u = 0$

$$R_\sigma = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} = 0 \quad (26)$$

mit: $\sigma_u = 0$

Die sich dadurch ergebende Mittelspannung σ_m verringert die ertragbare Amplitude σ_a im Vergleich zur wechselnden Belastung.

$$\sigma_a(R = 0) < \sigma_a(R = -1) \quad (27)$$

Zur formalen Erfassung dieses Phänomens wurden in der Literatur verschiedene Ansätze gemacht. Am häufigsten findet der lineare Ansatz nach GOODMAN (Goodman-Gerade) Verwendung [Hai89].

$$\sigma_a(\sigma_m) = \sigma_a(\sigma_m = 0) \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{x \cdot R_m} \right) \right] \quad (28)$$

Seltener findet man auch den quadratischen Ansatz nach GERBER (Gerber-Parabel) [Hai89].

$$\sigma_a(\sigma_m) = \sigma_a(\sigma_m = 0) \cdot \left[1 - \left(\frac{\sigma_m}{x \cdot R_e} \right)^2 \right] \quad (29)$$

Der Faktor x dient zur Anpassung an vorliegende Versuchsergebnisse.

Neben diesen Ansätzen, die für Nennspannungskonzepte entwickelt

wurden, hat sich zur Beschreibung des Mittelspannungseinflusses beim örtlichen Konzept der Schadensparameter P_{SWT} nach SMITH, WATSON, TOPPER [SWT70] durchgesetzt, der auch auf Nennspannungen angewendet werden kann.

Häufig findet er in seiner ursprünglichen Form Verwendung. Für makroskopisch ideal-elastisches Werkstoffverhalten erhält man mit dem P_{SWT} -Parameter eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0,41$ [HL75].

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \epsilon_a \cdot E} \quad (30)$$

BERGMANN stellt eine Abwandlung des Parameters vor, der eine Anpassung an die Versuchsergebnisse erlaubt [Ber83].

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + k_B \cdot \sigma_m) \cdot \epsilon_a \cdot E} \quad (31)$$

Eine Zusammenfassung weiterer Berechnungsvorschläge findet man z. B. in [Hai89].

In der Berechnung dynamischer Festigkeiten mit Nennspannungen hat sich für die Berücksichtigung von Mittelspannungen der lineare Ansatz durchgesetzt. Zur Erfassung des Einflusses der Mittelspannungen wird die Mittelspannungsempfindlichkeit M_m nach SCHÜTZ [Sch65] eingeführt.

$$M_m = \frac{\sigma_a(R = -1) - \sigma_a(R = 0)}{\sigma_a(R = 0)} \quad (32)$$

Diese bezeichnet im Haigh-Diagramm die Neigung α der Festigkeitslinie für eine konstante Lebensdauer¹⁸ zwischen Wechsel- und Schwellfestigkeit (siehe Abbildung 13).

Die Mittelspannungsempfindlichkeit M_m ist dabei ein werkstoffspezifischer Wert, für dessen Abschätzung einige Vorschläge in der Literatur gemacht wurden. In dieser Arbeit werden die Vorschläge nach

¹⁸Für Dauerfestigkeitsbetrachtungen ist die Lebensdauer unendlich.

der FKM-RICHTLINIE [HHS⁺02] und nach MURAKAMI [Mur01] untersucht.

FKM - RICHTLINIE:

$$M_m = 0,35 \cdot \frac{R_m}{N/mm^2} \cdot 10^{-3} - 0,10 \quad (33)$$

MURAKAMI

$$M_m = \exp(0,0693 \cdot \frac{HV}{1000} + 0,157) - 1 \quad (34)$$

Inwieweit die Extrapolation der Dauerfestigkeitslinie im Haigh-Diagramm und damit der Mittelspannungseinfluss nach $R < -1$ und $R > 0$ zulässig ist, ist soweit noch ungeklärt [Rad95]. HAIBACH [Hai89, Hai92] schlägt vor, die Dauerfestigkeitslinie im Bereich $R > 0$ mit einer flacheren Neigung von $\tan \alpha = M_m/3$ fortzusetzen. Dieser Vorschlag hat sich in Richtlinien und Normen durchgesetzt, auch wenn er nur als eine empirische Näherung ohne werkstoffmechanische Begründung zu betrachten ist [Kol97, Hai89]. In Abbildung 13 sind alle drei Vorschläge graphisch dargestellt.

4.2.3 Eigenspannungseinfluss

Eigenspannungen sind im Gegensatz zu Mittelspannungen inhomogen über den Bauteilquerschnitt verteilt [HV89]. Analog zur Mittelspannungsempfindlichkeit M_m lässt sich eine Eigenspannungsempfindlichkeit M_e definieren:

$$M_e = \frac{\sigma_a(\sigma_e = 0) - \sigma_a(\sigma_e \neq 0)}{\sigma_e} \quad (35)$$

Nach MACHERAUCH und WOHLFAHRT [MW85] nehmen M_m und M_e mit der Werkstofffestigkeit zu. Abbildung 14 zeigt den Verlauf von M_m und M_e über die Zugfestigkeit. Demnach ist M_e stets geringer

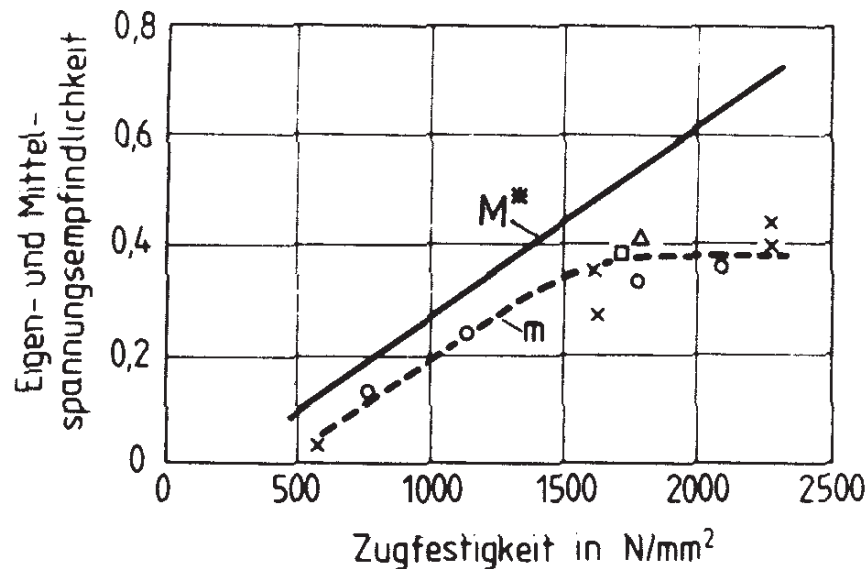


Abbildung 14: Verlauf der Mittel- (M^*) und Eigenspannungsempfindlichkeit (m) über die Zugfestigkeit [Woh88]

4.2.4 Oberflächeneinfluss

In Kapitel 2.3.2 wurde bereits festgestellt, dass die Bauteiloberfläche einen entscheidenden Einfluss auf die dynamische Festigkeit hat. Dabei sind die Einflussparameter des Oberflächenzustandes nicht nur rein auf die Rauigkeit beschränkt. In dieser Arbeit soll, wie in [LZ93] vorgeschlagen, mit dem Oberflächenfaktor F_O nur der Einfluss der Oberflächenfeingestalt in Form der Rauigkeit erfasst werden. Die anderen Faktoren, die fertigungsbedingt an die Beschaffenheit der Oberfläche gebunden sind, wie etwa Eigenspannungen oder Gefügeeffekte, werden als näherungsweise konstant vorausgesetzt.

Ausgehend von der Schwingfestigkeit einer ideal glatten Probe, wird der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit durch einen Abminderungsfaktor F_O berücksichtigt. Diese empirisch ermittelten Werte berücksichtigen die Abnahme der Festigkeit mit zunehmender Oberflächenrauigkeit. Allen Berechnungsvorschlägen von F_O ist dieser

Zusammenhang gemein. Unterschiede ergeben sich durch den formelmäßigen Zusammenhang und der Methode zur Bestimmung der Rauigkeit.

$$F_O = \frac{\sigma_w(\text{rauh})}{\sigma_w(\text{idealglatt})} \quad (38)$$

In der DIN 3990 [DIN87] wird die Ermittlung aus der gemittelten Rauhtiefe R_z (nach DIN 4768 [DIN90b]) vorgeschlagen.

$$F_O = 1,490 - 0,471 \cdot (R_z/\mu m + 1)^{0,1} \quad (39)$$

Dabei bleibt aber unberücksichtigt, dass der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit mit der Festigkeit des Werkstoffes zunimmt [Ber88a]. Dieser Zusammenhang wird in den Berechnungsvorschlägen von GAIER und SIEBEL, sowie der FKM-Richtlinie durch die Einbeziehung der Zugfestigkeit R_m berücksichtigt.

GAIER und SIEBEL [SG65] schlagen vor, den Zusammenhang zwischen Dauerfestigkeit und Oberflächenbeschaffenheit durch die Rauhtiefe R_t (nach DIN EN ISO 4287 [DIN98b]) zu berücksichtigen. Dabei wird auf die mathematische Formulierung nach HÜCK [HTS83] zurückgegriffen:

$$F_O = 1 - 0,22 \cdot (\log R_t)^{0,64} \cdot \log R_m + 0,45 \cdot (\log R_t)^{0,53} \quad (40)$$

In der FKM-Richtlinie [HHS⁺02] und den Synthetischen Wöhlerlinien [BT99] wird der Abminderungsfaktor aus der gemittelten Rauhtiefe R_z und der Zugfestigkeit R_m des Werkstoffes bestimmt:

Für polierte Bauteile:

$$F_O = 1 \quad (41)$$

Für Normalspannung:

$$F_O = 1 - a_{R,\sigma} \cdot \log\left(\frac{R_Z}{\mu m}\right) \cdot \log\left(\frac{2 \cdot R_m}{R_{m,N,\min}}\right) \quad (42)$$

Für Schubspannung:

$$F_O = 1 - f_{W,\tau} \cdot a_{R,\sigma} \cdot \log\left(\frac{R_Z}{\mu m}\right) \cdot \log\left(\frac{2 \cdot R_m}{R_{m,N,\min}}\right) \quad (43)$$

Für Stahl gilt: $a_{R,\sigma} = 0,22$, $R_{m,N,\min} = 400 \text{ N/mm}^2$ und $f_{W,\tau} = 0,577$.

Die formelmäßigen Zusammenhänge des Oberflächenfaktors wurden für Nennspannungskonzepte entwickelt, in denen von einer homogenen Festigkeitsverteilung ausgegangen wird.

Für randschichtgehärtete Bauteile ist diese Randbedingung nicht gegeben. Es stellt sich daher die Frage, welches R_m zur Berechnung herangezogen werden muss. Nach dem Kerbgrundspannungskonzept müsste für R_m eine Abschätzung nach Gleichung 22 bis 24 erfolgen. Nach dem Nennspannungskonzept müsste der Wert für R_m des blindgehärteten Werkstoffes aus Werkstoffdatenblättern entnommen werden. Die Autoren von Gleichung 40 bis 43 machen hierzu keine Angaben.

Durch eine grobe Umrechnung von R_z in R_t lassen sich die Kurven von F_O nach den unterschiedlichen Berechnungsvorschlägen in einen Graphen eintragen. Abbildung 15 macht den Einfluss der Berechnungsmethode auf den rechnerischen Abminderungsfaktor deutlich. Neben den Kurven, denen die Zugfestigkeit des blindgehärteten Werkstoffes (im Mittel 1350 N/mm^2 nach DIN 10084) zugrunde liegt, sind auch die Kurven für ein R_m von 2475 N/mm^2 , das nach dem Vorschlag der FKM-Richtlinie abgeschätzt wurde, eingetragen. Auch für Oberflächenrauigkeiten kleiner $10 \mu m$ können sich die Einflussfaktoren F_O um bis zu 10 % unterscheiden.

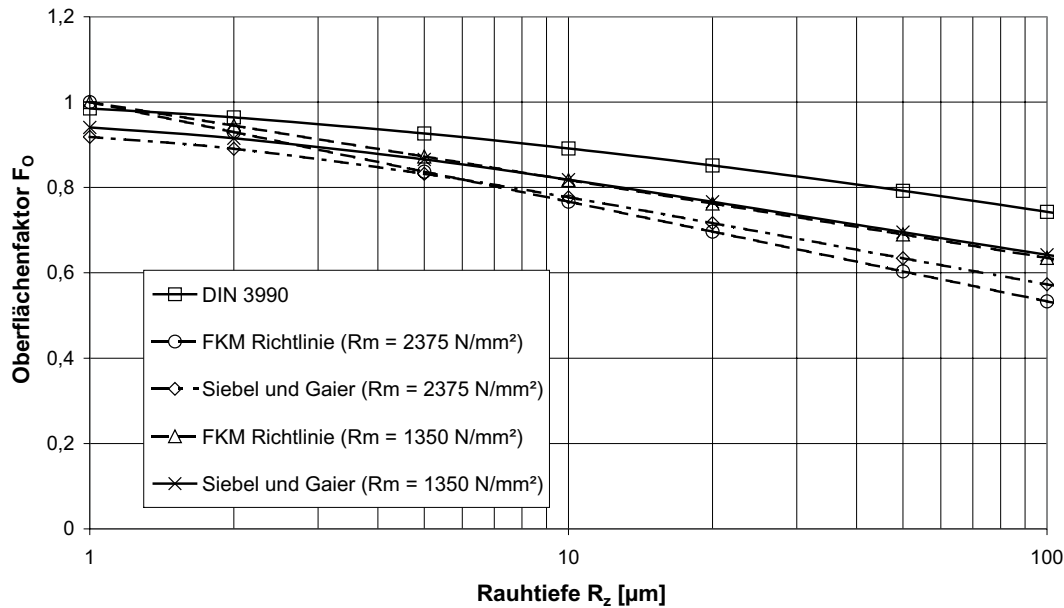


Abbildung 15: Vergleich des Oberflächeneinflusses in Abhängigkeit von der Rauigkeit

4.2.5 Spannungsmechanische Stützwirkung

Nach Kapitel 2.3.2 ist für eine spannungsmechanisch bedingte Stützwirkung eine inhomogene Spannungsverteilung, wie sie z. B. an Kerben oder unter Biege- und Torsionsbelastung ungekerbter Proben auftritt, erforderlich. Die sich dadurch ergebende Spannungskonzentration lässt sich nach der klassischen Festigkeitsrechnung durch die Formzahl α_K ausdrücken¹⁹ (siehe auch Abbildung 16).

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nenn}} \quad (44)$$

Bei schwingender Beanspruchung stellt man fest, dass die maximal ertragbare Kerbspannungsamplitude (σ_{max} in Gleichung 44) größer

¹⁹In dieser Arbeit wird für die Formzahl die angelsächsische Bezeichnung K_t verwendet. Zur Berechnung von K_t wird die Kerbgrundspannung σ_{max} nicht auf eine Nennspannung bezogen, da sie nicht angegeben werden kann. An ihre Stelle tritt die Nennlast L . Zur Erklärung von Gleichung 44 durch Abbildung 16 ist jedoch die Verwendung von klassischen Nennspannungen notwendig. Zur Unterscheidung trägt die Formzahl in Gleichung 44 daher die Bezeichnung α_K .

wird, je größer die Formzahl ist.

Man geht davon aus, dass unter der hochbelasteten Oberfläche liegende, weniger belastete Schichten als Stützwirkung dienen. Die Spannungsspitzen im Randbereich werden durch plastische Verformungen abgebaut. Dadurch steigt die Belastung in dem darunterliegenden Material. Unterstützt wird die Theorie von der Tatsache, dass diese Stützwirkung bei Biegung und Torsion auftritt, nicht jedoch bei Zug-Druckbelastungen [Wel76].

Bei der Berechnung wird diese Stützwirkung durch einen Faktor, der spannungsmechanischen Stützziffer n_{sm} , erfasst. Diese lässt sich nach dem Nennspannungskonzept definieren [SS55]:

$$n_{sm} = \frac{\alpha_k}{\beta_k} \quad (45)$$

Die Kerbwirkungszahl β_k berechnet sich aus der Dauerfestigkeit des ungekerbten Bauteils geteilt durch die des gekerbten Bauteils:

$$\beta_k = \frac{\sigma_D}{\sigma_{D,k}} \quad (46)$$

Beim örtlich elastischen Konzept kann wegen $\alpha_k = 1$ für den Kerbgrund geschrieben werden:

$$n_{sm} = \frac{\sigma_{D,k}}{\sigma_D} \quad (47)$$

Als Maß für die inhomogene Spannungsverteilung und damit auch für die örtliche Spannungskonzentration dient das bezogene Spannungsgefälle χ^* [BHS98]:

$$\chi^* = \frac{\partial \sigma(x)}{\partial x} \cdot \frac{1}{\sigma_{max}} \quad (48)$$

Dieser Ansatz berücksichtigt die Abnahme der lokalen Spannung zur Bauteilmitte hin.

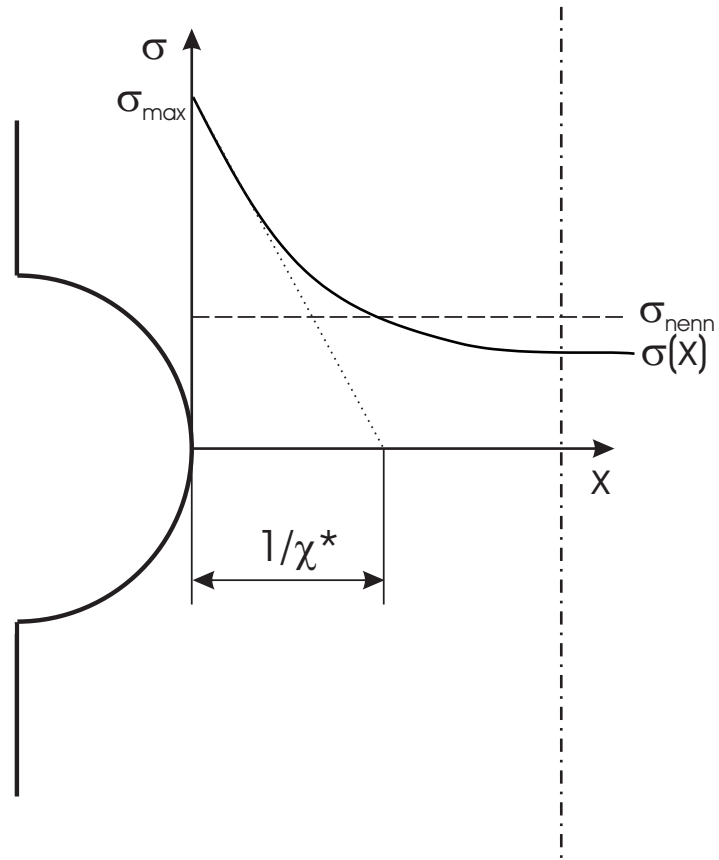


Abbildung 16: Definition des bezogenen Spannungsgefälles χ^* am Beispiel eines gekerbten Rundstabes

Die meisten Verfahren zur numerischen Berücksichtigung der spannungsmechanischen Stützziffer beruhen auf dem bezogenen Spannungsgefälle.

$$n_{sm} = f(\chi^*) \quad (49)$$

- Synthetische Wöhlerlinien 1999 [BT99] und FKM Richtlinie [HHS⁺02]
für $\chi^* < 0,1 \text{ mm}^{-1}$

$$n_{sm} = 1 + \chi^* \cdot 10^{-\left(a_G - 0,5 + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (50)$$

für $0,1 \text{ mm}^{-1} \leq \chi^* \leq 1 \text{ mm}^{-1}$

$$n_{sm} = 1 + \sqrt{\chi^*} \cdot 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (51)$$

für $\chi^* > 1 \text{ mm}^{-1}$

$$n_{sm} = 1 + \sqrt[4]{\chi^*} \cdot 10^{-\left(a_G + \frac{R_m}{b_G}\right)} \quad (52)$$

für anderen als nichtrostenden Stahl gilt:

$$\begin{aligned} a_G &= 0,5 \\ b_G &= 2700 \end{aligned}$$

- Bruder / Schön [BS01]

$$n_{sm} = 1 + \sqrt{\frac{1600}{HV^2} \cdot \frac{\chi^*}{\text{mm}^{-1}}} \quad (53)$$

- Stützzifferdiagramm nach Siebel und Mitarbeiter [SS55]
- Petersen [Neu61] aus [Jae88]

$$n_{sm} = 1 + \sqrt{s_g \cdot \chi^*} \quad (54)$$

mit s_g = Gleitschichtbreite, entspricht dem halben Korndurchmesser

- Heywood (verwendet in TGL 19340) [Hey47]

$$n_{sm} = 1 + \sqrt{\chi^*} \cdot 10^{-\left(0,33 + \frac{R_{p0,2}}{712 \text{ N/mm}^2}\right)} \quad (55)$$

- Synthetische Wöhlerlinien 1981 [Hue81]

$$n_{sm} = 1 + 0,45 \cdot \chi^{*0,3} \quad (56)$$

- Schütz und Mitarbeiter [VDE80] für Stahl:

$$n_{sm} = 1 + 0,30 \cdot \chi^{*0,43} \quad (57)$$

für Stahlguss:

$$n_{sm} = 1 + 0,33 \cdot \chi^{*0,65} \quad (58)$$

für Grauguss:

$$n_{sm} = 1 + 0,30 \cdot \chi^{*0,68} \quad (59)$$

Daneben gibt es noch eine kleine Anzahl von Berechnungsvorschlägen, die nicht auf dem bezogenen Spannungsgradienten beruhen:

- Lukas und Klesnil [LK78]

$$n_{sm} = \sqrt{1 + 84,5 \cdot \frac{l_c}{\rho}} \quad (60)$$

mit:

l_c = kritische Risslänge (bzgl. Rissausbreitung)

ρ = Kerbradius

- Mikrostützwirkung nach Neuber [Neu68]

$$\rho_F = \rho + s \cdot \rho^* \quad (61)$$

mit:

ρ_F = fiktiver Kerbradius

s = Faktor = f(Beanspruchungsart, Festigkeitshypothese)

ρ^* = Ersatzstrukturlänge

- Thum (verwendet in TGL 19340) [TB32]

$$\beta_k = 1 + (\alpha_k - 1) \cdot q \quad (62)$$

$$q = \frac{1}{1 + \frac{8mm}{r} \cdot \left(1 + \frac{\sigma_s}{\sigma_B}\right)^3} \quad (63)$$

mit:

q = Kerbempfindlichkeitszahl

Bei den beiden letzten Möglichkeiten wird die festigkeitssteigernde Wirkung nicht über die Angabe einer Stützziffer ermöglicht. Die Stützwirkung wird indirekt durch die Veränderung der Eingangsgrößen der klassischen Festigkeitsberechnung berücksichtigt.

Abbildung 17 macht deutlich, wie stark sich die Werte der spannungsmechanischen Stützziffer, vor allem für große Gradienten, je nach Methode unterscheiden. Für die zur Erstellung dieses Diagramms notwendigen Werkstoffkennwerte wurden die der Einspritzdüse verwendet.

Kennwert	Betrag	Referenz
R_m	2475 N/mm^2	Kapitel A.4.2
HV	750 HV	Kapitel A.4.2
s_g	$0,5 \cdot 5 \text{ } \mu\text{m}$	Kapitel 6.1.2
$R_{p0,2}$	2230 N/mm^2	$0,9 \cdot R_m$ (Schätzwert)

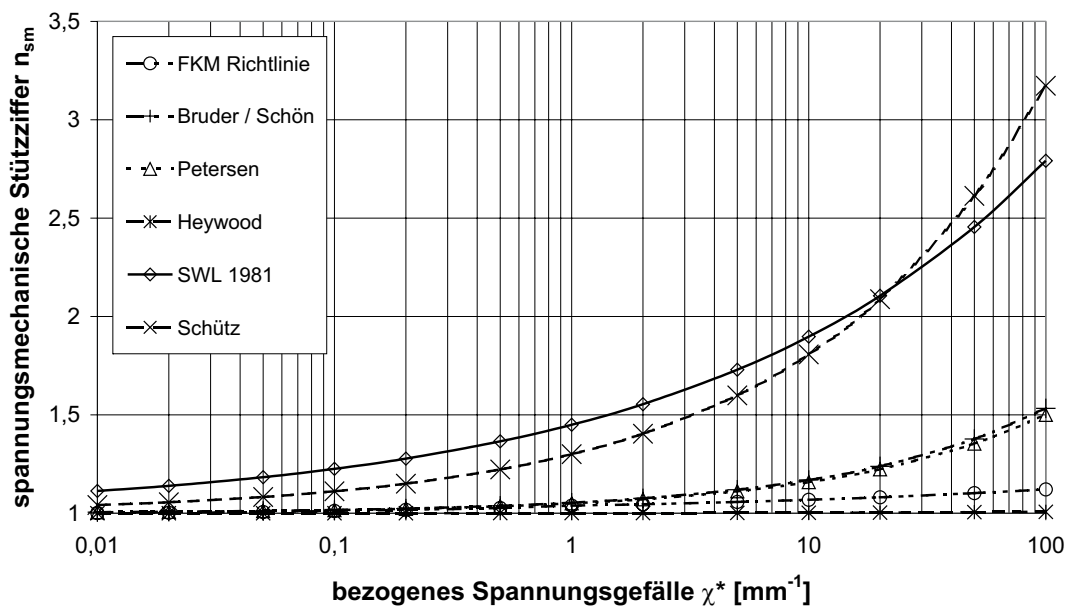


Abbildung 17: Vergleich der Berechnungsmethoden der spannungsmechanischen Stützziffer auf der Grundlage des bezogenen Spannungsgefälles

4.2.6 Statistischer Größeneinfluss

Der statistische Ansatz zur Erfassung des Größeneinflusses geht davon aus, dass ein technischer Anriss nur von dem Werkstoffelement mit der geringsten Festigkeit bestimmt ist (Weakest-Link-Modell). Nach der Modellvorstellung bilden Fehlstellen im Material dieses schwächste Werkstoffelement. In Abbildung 18 sind mögliche Fehlstellen eines metallischen Werkstoffes dargestellt.

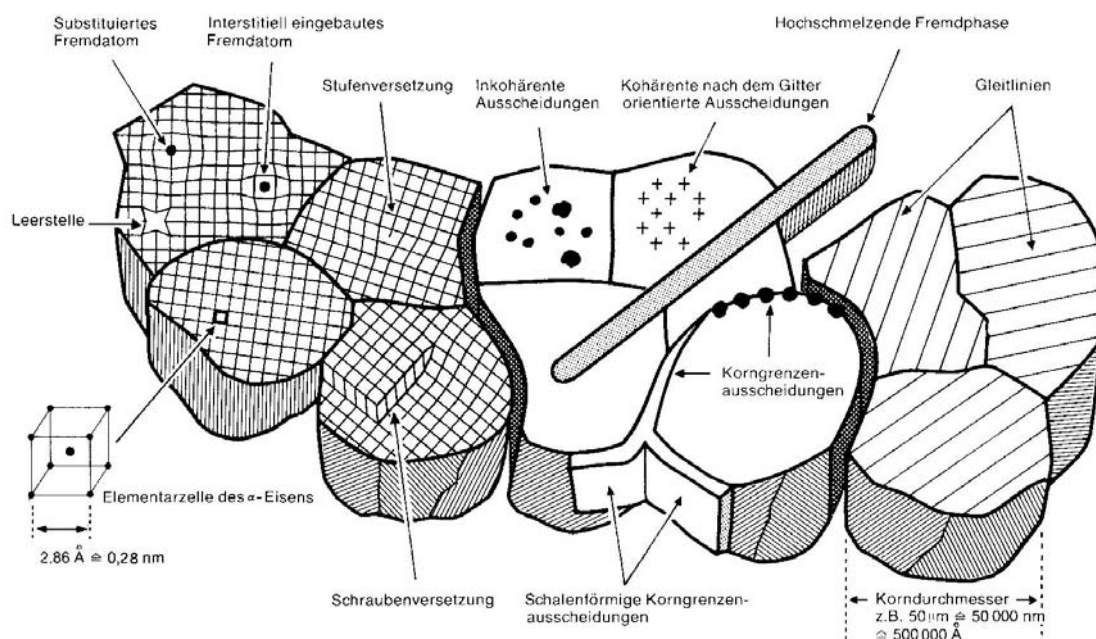


Abbildung 18: Schematischer Aufbau eines vielkristallinen Metallgefüges [KE82]

Diese - auch Fehlstellenmodell genannte - Vorstellung wurde zunächst von WEIBULL [Wei39b, Wei39a] zum Beschreiben der streuenden Zugfestigkeit spröder Werkstoffe angewandt und später auf weitere Anwendungsfälle erweitert [Wei51]. GUMBEL [Gum56] und FREUDENTHAL [FG53] formulieren auf dieser werkstoffphysikalischen Basis eine mathematische Beschreibung der Anrisslebensdauer schwingend beanspruchter Bauteile. HECKEL und Mitarbeiter ge-

lang der experimentelle Nachweis für die Gültigkeit des statistischen Größeneinflusses [Kö75, HK75, Bö79, Krä88, KH89]. Unter der Annahme des Weakest-Link-Modells kann die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A eines mit der Spannung σ schwingend beanspruchten Bauteils durch die nach Weibull benannte zweiparametrische Verteilungsfunktion beschrieben werden [Sch83].

$$P_A(\sigma) = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (64)$$

Dabei dient die Bezugsspannung σ_0 als Lageparameter (dauerfest ertragbare Spannung für $P_A = 63,21\%$) und der Weibullexponent κ als Streuparameter.

Gleichung 64 ist nur auf die Dauerfestigkeitsverteilung von Bauteilen gleicher Größe mit homogener Spannungsverteilung anwendbar. Zur Berücksichtigung unterschiedlicher Größenverhältnisse bei homogener Spannungsverteilung ist Gleichung 64 um das Verhältnis von Bauteilvolumen V und Bezugsbauteilvolumen V_0 zu erweitern:

$$P_{A,V}(\sigma) = 1 - \exp\left[-\frac{V}{V_0}\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (65)$$

Im Fall einer inhomogenen Spannungsverteilung muss der Umstand berücksichtigt werden, dass nicht jedes Volumenelement mit der selben Spannung beaufschlagt wird. Dazu wird das Bauteil in infinitesimale Teilvolumina dV_i mit konstanter Beanspruchung σ_i unterteilt. Ein Teilvolumen dV_i besitzt dabei die Ausfallwahrscheinlichkeit:

$$P_{A,dV_i}(\sigma_i) = 1 - \exp\left[-\frac{dV_i}{V_0}\left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (66)$$

Die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{U}}$ des Gesamtvolumens ergibt sich aus der Multiplikation der Überlebenswahrscheinlichkeiten aller Teilvolumina dV_i :

$$P_{\bar{U},V}(\sigma) = \prod_{i=1}^q \exp\left[-\frac{dV_i}{V_0}\left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (67)$$

Die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A ergibt sich aus der Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\ddot{U}}$:

$$P_{A,V}(\sigma) = 1 - P_{\ddot{U},V}(\sigma) = 1 - \prod_{i=1}^q \exp\left[-\frac{dV_i}{V_0} \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (68)$$

Die einzelnen Faktoren σ_i in Gleichung 68 sind von der absoluten Belastung L abhängig. Bezieht man die im Volumenelement dV_i auftretende Spannung σ_i auf die im Kerbgrund vorliegende Maximalspannung σ_{max} , so erhält man eine vom Absolutbetrag der äußeren Last L unabhängige Größe:

$$g(x, y, z) = \frac{\sigma(x, y, z)}{\sigma_{max}} \quad (69)$$

mit:

$$\sigma(x, y, z) = \sigma_i \quad (70)$$

Durch die Größe $g(x, y, z)$ werden alle Teilvolumina dV_i gemäß den auftretenden Spannung gewichtet. $g(x, y, z)$ ist damit nur noch von der Belastungsart und nicht mehr von deren absoluten Größe abhängig.

Wird Gleichung 69 in Gleichung 68 eingesetzt, ergibt sich die Ausfallwahrscheinlichkeit des gekerbten Bauteils wie folgt:

$$P_{A,V}(\sigma) = 1 - \prod_{i=1}^q \exp\left[-\frac{dV_i}{V_0} \left(\frac{\sigma_{max} \cdot g(x, y, z)}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (71)$$

Die Multiplikation lässt sich nun durch Integration über das gesamte Volumen lösen.

$$P_{A,V}(\sigma_{max}) = 1 - \exp\left[-\frac{1}{V_0} \left(\frac{\sigma_{max}}{\sigma_0}\right)^\kappa \int_V g(x, y, z)^\kappa dV\right] \quad (72)$$

Geht der Ermüdungsriss von der Bauteiloberfläche und nicht vom Bauteilinneren aus, tritt in Gleichung 65 und 72 anstelle des Volumens V die Bauteiloberfläche A .

Die Ausfallwahrscheinlichkeit für eine homogene Belastung bei Bruchausgang an der Oberfläche berechnet sich nach:

$$P_{A,A}(\sigma) = 1 - \exp\left[-\frac{A}{A_0}\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (73)$$

Bei einer inhomogenen Belastung und Bruchausgang an der Oberfläche ergibt sich die Ausfallwahrscheinlichkeit zu:

$$P_{A,A}(\sigma_{\max}) = 1 - \exp\left[-\frac{1}{A_0}\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_0}\right)^\kappa \int_A g(x,y,z)^\kappa dA\right] \quad (74)$$

Die Integration von $g(x,y,z)^\kappa$ im Exponenten von Gleichung 72 und Gleichung 74 heißt Spannungsintegral. Je nach Integrationsbereich, lässt sich ein Oberflächenintegral I_A und ein Volumenintegral I_V angeben:

$$I_A = \int_A g(x,y,z)^\kappa dA \quad (75)$$

$$I_V = \int_V g(x,y,z)^\kappa dV \quad (76)$$

Diente als Bezugsprobe nicht ein homogen, sondern ein inhomogen belasteter Prüfling, so sind in Gleichung 72 und 74 die Bezugsfläche A_0 bzw. das Bezugsvolumen V_0 durch die Spannungsintegrale der Bezugsprobe $I_{A,0}$ bzw. $I_{V,0}$ zu ersetzen:

$$P_{A,V}(\sigma_{\max}) = 1 - \exp\left[-\frac{I_V}{I_{V,0}}\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (77)$$

$$P_{A,A}(\sigma_{\max}) = 1 - \exp\left[-\frac{I_A}{I_{A,0}}\left(\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_0}\right)^\kappa\right] \quad (78)$$

Unter Zugrundelegung einer einheitlichen Ausfallwahrscheinlichkeit ist es möglich, einem dem Spannungsverhältnis σ/σ_0 entsprechenden statistischen Größeneinflussfaktor n_{st} abzuleiten.

$$n_{st} = \frac{\sigma}{\sigma_0} \quad (79)$$

Dieser Faktor gilt nur unter der Voraussetzung:

- gleiche Oberflächentopografie,
- homogene Festigkeitsverteilungen,
- einheitliches Spannungsverhältnis $R = -1$ und
- gleicher Versagensort (Oberfläche bzw. Volumen).

In Tabelle 4 sind die Größeneinflussfaktoren n_{st} für verschiedene Bauteil- und Versagensortkombinationen dargestellt [BVDL04].

n_{st}	$\frac{\sigma}{\sigma_0}$	Beschreibung
$\left(\frac{A_2}{A_1}\right)^{\frac{1}{\kappa}}$	$\frac{S_1}{S_2}$	Beide Bauteile ungekerbt
$\left(\frac{\int_{A_2} g(x, y, z)^\kappa dA}{\int_{A_1} g(x, y, z)^\kappa dA}\right)^{\frac{1}{\kappa}}$	$\frac{\sigma_{\max 1}}{\sigma_{\max 2}}$	Beide Bauteile gekerbt, Bruchausgangsort ist Oberfläche A
$\left(\frac{\int_{A_2} g(x, y, z)^\kappa dA}{A_1}\right)^{\frac{1}{\kappa}}$	$\frac{S_1}{\sigma_{\max 2}}$	Bauteil 1 ungekerbt, Bauteil 2 gekerbt, Bruchausgangsort ist Oberfläche A
$\left(\frac{\int_{V_2} g(x, y, z)^\kappa dV}{\int_{V_1} g(x, y, z)^\kappa dV}\right)^{\frac{1}{\kappa}}$	$\frac{\sigma_{\max 1}}{\sigma_{\max 2}}$	Beide Bauteile gekerbt, Bruchausgangsort ist Volumen V

Tabelle 4: Stützziffern n_{st}

Für inhomogene Festigkeitsverteilungen, die sich z.B. durch Randschichthärtung ergeben können, sind die Spannungsintegrale nach

den Gleichungen 75 und 76 um die lokale Festigkeit zu erweitern. Das formale Vorgehen zur Berücksichtigung von Festigkeitsgradienten ist in [BVDL04] beschrieben.

Unter den Voraussetzungen

- Bauteilversagen an der Oberfläche und
- näherungsweise homogene Festigkeits- und Eigenspannungsverteilung an der Oberfläche

kann dennoch ein Größeneinflussfaktor n_{st} angegeben werden, auch wenn die zuvor genannten Voraussetzungen nicht erfüllt werden [BVDL04].

Mit σ_0 als Dauerfestigkeitswert der Bezugsprobe gilt:

$$n_{st} = \left(\frac{I_A, 0}{I_A} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (80)$$

Ableitung des Weibullexponenten κ

Zur Ermittlung des statistischen Größeneinflussfaktors n_{st} ist neben den Spannungsintegralen der Weibullexponent κ von entscheidender Bedeutung. Dieser ist als werkstoff- und fertigungsbeeinflusste Größe anzusehen. Er kann aus den Schwingfestigkeitsdaten der Bezugsprobe entweder direkt durch Auftragen der Versuchspunkte ($P_A; L$) im Weibull-Netz oder indirekt aus der verteilungsabhängigen Streuspanne in Lastrichtung T_L (Tabelle 5) bestimmt werden.

Ist für eine Wöhlerlinie lediglich die Streuspanne in Schwingspielzahlrichtung T_N bekannt, kann eine Umrechnung über die Neigung k der Wöhlerlinie erfolgen [Hai89]:

$$T_L = T_N^{\frac{1}{k}} \quad (81)$$

Verteilung	Weibullexponent κ
Weibullverteilung	$\kappa = \frac{1.34}{\log(T_L)}$
Logitverteilung	$\kappa = \frac{1.91}{\log(T_L)}$
Logarithmische Normalverteilung	$\kappa = \frac{1.3151}{\log(T_L)}$

Tabelle 5: Ableitung des Weibullexponenten κ von der Festigkeitsstreuung T_L

Eine andere Möglichkeit, die Größe des belasteten Querschnitts bei der Berechnung zu berücksichtigen, ist das Ähnlichkeitskriterium nach KOGAEV und SERENSEN [HW81]:

$$n_{st} = \frac{2}{1 + \left(\frac{\frac{L}{x^*}}{88,3mm^2} \right)^{-\nu_\sigma}} \quad (82)$$

mit:

$$\nu_\sigma = 0,2 - 0,0001 \cdot R_m/\text{MPa}$$

$$\nu_\tau = 1,5 \cdot \nu_\sigma$$

L = wirksame Länge, Strecke des Querschnitts mit größter Belastung.

4.2.7 Mehrachsigkeit

In Kapitel 2.5 wurden verschiedene Hypothesen vorgestellt, dem Spannungstensor im Kerbgrund eine skalare Größe zuzuweisen. Nach Kapitel 5.6 herrscht an der Versagensstelle ein dreiachsiger Spannungszustand. Nicht einmal die Oberfläche ist wegen des Innendrucks frei von Normalkräften. Glücklicherweise treten zwischen beiden Lasten keine Phasenverschiebungen auf, so dass das Hauptachsensy-

stem immer ortsfest bleibt. Dadurch vereinfacht sich die Angabe einer Vergleichsspannung σ_v erheblich, da auf Vergleichsspannungshypothesen aus der statischen Festigkeitslehre zurückgegriffen werden kann [Lö99].

Die Anwendung der Normalspannungshypothese, der Schubspannungshypothese und der Gestaltänderungsenergiehypothese für die Berechnung ist damit gerechtfertigt [GD03]. Berücksichtigt man noch die Tatsache, dass Brüche nur senkrecht zu Hauptnormalspannungen auftreten²⁰, scheint die Schubspannungshypothese das Versagensverhalten werkstoffphysikalisch nicht richtig beschreiben zu können.

Die Randschicht verliert durch das Einsatzhärten in großem Umfang ihre plastischen Eigenschaften und verhält sich daher wie ein spröder Werkstoff [Nak86]. Nach der vorherrschenden Meinung [Lö99, Feh86, Wel76, GD03, Zen88, HHS⁺02] würde es damit genügen, eine Vergleichsspannung nach der NH zu bilden. Um den Einfluss der beiden anderen Hauptspannungen nicht zu vernachlässigen, wird zusätzlich noch die Vergleichsspannung nach der GEH mit in die Untersuchung eingebunden.

Die Vergleichsspannung nach der NH und der GEH wurden zunächst nur für statische Belastungen entwickelt. Diese wurden später auch auf schwingende Belastungen übertragen, um Versuchsergebnisse miteinander vergleichen zu können. Dieses Vorgehen ist als rein phänomenologisch zu werten, bei dem auf die Rissbildungsmechanismen nicht näher eingegangen wird [Zen88]. Nach [Lö99] ist es möglich, für rein wechselnde, phasengleiche mehrachsige Beanspruchungen die Vergleichsspannung der statischen Festigkeit auf die Schwingbeanspruchung zu übertragen. Da der Innendruck alle Hauptnormalspannungen proportional beeinflusst, gilt diese Übertragung auch für mittelspannungsbehaftete Belastungen.

Allerdings muss auf einige Besonderheiten näher eingegangen werden. Der Versagensort ist die durch den Innendruck am höchsten belastete Stelle²¹. Die Vergleichsspannung wird daher immer für ex-

²⁰Näheres siehe Kapitel 5.7.

²¹Siehe Kapitel 5.7.

akt diesen Ort, den Kerbgrund, angegeben, auch wenn es vorkommen kann, dass die höchstbelastete Stelle für $p = 0$ bar an einem anderen Ort liegt.

Wie in Kapitel 3 bereits erwähnt, sind während der Lastspiele plastischen Verformungen im Kerbgrund nicht zu erwarten. Die Kerbgrundspannung kann daher aus den beiden Lasten und den dazugehörigen linear-elastischen Formzahlen ermittelt werden:

$$\sigma_v = K_{t,p,v} \cdot L_p + K_{t,ax,v} \cdot L_{ax} \quad (83)$$

Zur Beschreibung des Schwingfestigkeitsverhaltens der Einspritzdüsen ist nur die dynamische Druckbelastung L_p sinnvoll. Der Einfluss der statischen Axialkraft wird durch eine geänderte Unterspannung σ_u im Kerbgrund und damit durch eine veränderte Mittelspannung σ_m erfasst. Gleichung 83 lässt sich daher vereinfachen:

$$\sigma_v = K_{t,p,v} \cdot L_p + \sigma_u \quad (84)$$

Für jede Belastung gibt es je nach Vergleichsspannungshypothese zwei Formzahlen K_t . Zur Unterscheidung wird das Symbol der Formzahl im Exponenten mit der Abkürzung der Vergleichsspannungshypothese versehen:

$$\begin{aligned} K_{t,i}^{NH} &= \text{Formzahl nach der NH} \\ K_{t,i}^{GEH} &= \text{Formzahl nach der GEH} \end{aligned}$$

mit $i = p, ax$

Auch die Symbole der Spannungen erhalten zur Unterscheidung diese Kennzeichnung:

$$\begin{aligned} \sigma_i^{NH} &= \text{Vergleichsspannung nach der NH} \\ \sigma_i^{GEH} &= \text{Vergleichsspannung nach der GEH} \end{aligned}$$

mit $i = a, m, o, u$

Die Berechnung der Vergleichsspannung nach der NH erfolgt nach:

$$\sigma^{NH} = \sigma_1 = \text{Max} [\sigma_i] \quad (85)$$

mit $i = 1, 2, 3$

Die Berechnung der Vergleichsspannung nach der GEH erfolgt nach:

$$\sigma^{GEH} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)} \quad (86)$$

Für den Fall, dass die Spannungen im Hauptachsensystem ermittelt wurden, reduziert sich Gleichung 86 auf:

$$\sigma^{GEH} = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (87)$$

4.3 Auswahl der Ermittlungsmethode

4.3.1 Versuchskonzept

Der für die Innendruckschwellfestigkeitsversuche verwendete Prüfstand ermöglicht einen Parallelbetrieb von bis zu zehn Proben gleichzeitig auf einem Lasthorizont²². Für die Ermittlung der Dauerfestigkeit bietet sich dadurch das Probit-Verfahren an. Aus Zeit und Kostengründen wurden, außer für die Untersuchungen des Basisdüsendesigns, nur zwei Lasthorizonte pro Variante angedacht. Um den Einfluss auf die Ermittlung der 50%-Dauerfestigkeit möglichst gering zu halten, wird die erste Laststufe so gewählt, dass mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit von 15% gerechnet werden kann. Die zweite wurde auf eine erwartete Ausfallwahrscheinlichkeit von 85% gelegt.

²²Eine genauere Beschreibung des Prüfstandes findet sich unter Kapitel 5.2.1.

Die Grenzlastspielzahl wurde als Kompromiss zwischen Aussagekraft und Kosten auf $N_G = 5 \cdot 10^6$ festgelegt. Diese Festlegung scheint gerechtfertigt, da sich, wie sich herausstellen wird²³, die meisten Proben vor Erreichen von $1 \cdot 10^6$ Lastwechseln ausfallen.

4.3.2 Statistische Auswertung

Bei dem Probit-Verfahren werden die Schätzwerte für die Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,i}$ über

$$P_{A,i} = \frac{r_i}{n_i} \quad (88)$$

ermittelt [BVDL04], mit:

r_i = Anzahl der auf dem Lasthorizont i gebrochenen Proben

n_i = Anzahl der auf dem Lasthorizont i getesteten Proben

Falls auf einem Lasthorizont nur Brüche oder nur Durchläufer aufgetreten sind, können ausschließlich Grenzwerte für die Ausfallwahrscheinlichkeit angegeben werden.

Nur Brüche:

$$P_{A,i} \geq 0,5^{1/n_i} \quad (89)$$

Nur Durchläufer:

$$P_{A,i} \leq 1 - 0,5^{1/n_i} \quad (90)$$

Die einzelnen Zahlenpaare aus Lasthorizont L_i und Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,i}$ werden in das Wahrscheinlichkeitsnetz der zugrundegelegten Verteilungsfunktion eingetragen. Zur Ermittlung von Mittelwert und Streuung wird eine Ausgleichsgerade durch die Punkte gelegt.

²³Siehe Kapitel 5.3.3.

4.3.3 Statistische Verteilung der Festigkeitswerte im Dauerfestigkeitsgebiet

Die formelmäßige Beschreibung des stochastischen Charakters der Dauerfestigkeit erfolgt mit Hilfe von Verteilungsfunktionen, die die Integration der Wahrscheinlichkeitsdichte darstellen. Einschlägige Normen und Richtlinien [DIN78, HHS⁺02, BT99] machen zur Festigkeitsverteilung keine Angaben, da bis heute diese Funktion sowohl hinsichtlich der Parameter, als auch hinsichtlich der Form unbekannt und dementsprechend noch kein statistischer Lösungsansatz gefunden ist [Den89, Den78, Zam81, AZ03].

Üblicherweise werden zweiparametrische Verteilungsfunktionen zur Beschreibung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Proben oder Bauteilen verwendet. Eine solche Verteilungsfunktion ist zum einen durch den Lageparameter (meist der Mittelwert) und zum anderen durch den Streuparameter (meist die Standardabweichung) eindeutig festgelegt.

Unter der Annahme eines Verteilungsmodells kann die Lebensdauer oder die ertragbare Spannungsamplitude für beliebige Ausfallwahrscheinlichkeiten berechnet werden. Bildet man aus der Ausfallwahrscheinlichkeit P_A die verteilungsmodellabhängige standardisierte Merkmalsvariable u , so kann diese, sonst meist hochgradig nicht-lineare Berechnung in ein lineares und damit mathematisch leicht handhabbares Gleichungssystem überführt werden.

$$u = f(P_A) \quad (91)$$

$$L = \bar{L} + u \cdot s_L \quad (92)$$

mit:

L	=	ertragbare Last- bzw. Spannungsamplitude für die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A
\bar{L}	=	ertragbare Last- bzw. Spannungsamplitude für $P_A = 50 \%$
u	=	standardisierte Merkmalsvariable (Quantil)
s_L	=	Standardabweichung in Lastrichtung

Bei der Berechnung von Betriebsfestigkeiten werden logarithmierte Merkmale gegenüber linearen bevorzugt. Dadurch lassen sich unter anderem rechnerisch negative Lebensdauern bzw. Festigkeitskennwerte vermeiden [HTVB05]. Gleichung 92 ändert sich dann wie folgt:

$$\log L = \log \bar{L} + u \cdot s_{\log L} \quad (93)$$

mit:

- $\log L$ = Logarithmus der ertragbaren Last- bzw. Spannungsamplitude für die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A
- $\log \bar{L}$ = Logarithmus der ertragbaren Last- bzw. Spannungsamplitude für die charakteristische Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,c}$ ($u_c = 0$)
- $s_{\log L}$ = Standardabweichung in Lastrichtung der logarithmischen Merkmalsgröße

In der Literatur werden einige Vorschläge für das Verteilungsmodell des Schwingfestigkeitsverhaltens gemacht [BVDL04, Bux92, Den78]:

- Logitverteilung,
- Zweiparametrische Weibullverteilung,
- Logarithmische Normalverteilung,
- $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation.

Die Auswertung der später in Kapitel 5.3 vorgestellten Versuchsergebnisse erfolgt zunächst mit der Logitverteilung. Anschließend erfolgt ein Vergleich der erzielbaren Vorhersagegenauigkeit der mittleren Dauerfestigkeit in Abhängigkeit von der zugrundegelegten Verteilungsfunktion. Damit soll gezeigt werden, ob ein Verteilungstyp die Streuung der Festigkeitswerte besser beschreibt, oder ob für den untersuchten Bereich der Ausfallwahrscheinlichkeiten kein dominanter Einfluss erkennbar ist.

Logitverteilung

Für eine vorgegebene Ausfallwahrscheinlichkeit P_A berechnet sich die standardisierte Merkmalsvariable u nach der Logitverteilung aus:

$$u = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \cdot \ln \frac{P_A}{1 - P_A} \quad (94)$$

Umgekehrt erhält man die zu einer bestimmten Merkmalsvariablen u gehörigen Ausfallwahrscheinlichkeit P_A aus:

$$P_A = \frac{1}{1 + e^{-\frac{\pi}{\sqrt{3}} \cdot u}} \quad (95)$$

Die charakteristische Ausfallwahrscheinlichkeit beträgt:

$$P_{A,c} = 50 \% \quad (96)$$

Weibullverteilung

Die zu einer vorgegebenen Ausfallwahrscheinlichkeit P_A gehörigen, standardisierte Merkmalsvariable u nach der zweiparametrischen Weibullverteilung erhält man aus:

$$u = \log \left(\ln \frac{1}{(1 - P_A)} \right) \quad (97)$$

Die zu einem vorgegebenen u gehörige Ausfallwahrscheinlichkeit P_A entsprechend aus:

$$P_A = 1 - e^{-10^u} \quad (98)$$

Die charakteristische Ausfallwahrscheinlichkeit beträgt:

$$P_{A,c} = 63,2 \% \quad (99)$$

Lognormalverteilung

Die zu einer Ausfallwahrscheinlichkeit P_A gehörige, standardisierte Merkmalsvariable einer Normalverteilung - die Log-Normalverteilung ist nur eine Sonderform der Normalverteilung - lässt sich analytisch nicht explizit in einer Formel angeben. Zwar besitzt die Normalverteilung eine analytisch angebbare Dichtefunktion, jedoch keine analytische angebbare Verteilungsfunktion [BB01]. Die Verteilungsfunktion ist nur für einen speziellen Fall von Mittelwert μ und Streuung σ , nämlich der Standardnormalverteilung mit $\mu = 0$ und $\sigma = 1$, und auch nur für $x > \mu$ vertafelt (z. B. in [BB01]). Durch die Symmetrie der Normalverteilung zum Mittelwert, können auch die fehlenden Werte für $x < \mu$ ermittelt werden.

Für $P_A > 50 \%$ können die Werte direkt aus der Tabelle entnommen werden.

Für $P_A < 50 \%$ gilt:

$$P_A = 1 - P_{A, \text{Tabelle}}$$

$$u = - u_{\text{Tabelle}}$$

Entsprechend kann auch die zu einer bestimmten standardisierten Merkmalsvariablen u gehörige Ausfallwahrscheinlichkeit P_A aus dieser Tabelle ermittelt werden.

Die charakteristische Ausfallwahrscheinlichkeit beträgt:

$$P_{A,c} = 50 \% \quad (100)$$

Arcsin \sqrt{P} – Transformation

Für eine vorgegebene Ausfallwahrscheinlichkeit P_A lässt sich die standardisierte Merkmalsvariable u durch eine trigonometrische Transformation angeben:

$$u = \arcsin \sqrt{P_A} \quad (101)$$

Umgekehrt erhält man die zu einer bestimmten Merkmalsvariablen u gehörige Ausfallwahrscheinlichkeit P_A aus:

$$P_A = \sin^2 u \quad (102)$$

Dabei sind die Besonderheiten trigonometrischer Funktion hinsichtlich ihrer Periodizität zu beachten.

Die charakteristische Ausfallwahrscheinlichkeit beträgt:

$$P_{A,c} = 0 \% \quad (103)$$

Die Besonderheit der $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation im Vergleich zu den zuvor genannten Verteilungen liegt darin, dass es sich um ein beidseitig geschlossenes Verteilungsmodell handelt, d. h. zu den Ausfallwahrscheinlichkeiten $P_A = 0 \%$ und $P_A = 100 \%$ können finite Grenzen der Last L angegeben werden. Bei Verwendung dieses Verteilungsmodells existiert eine echte Dauerfestigkeitsgrenze, unter der die Ausfallwahrscheinlichkeit tatsächlich Null ist. Ob diese Grenze technisch tatsächlich vorhanden ist, muss jedoch in Frage gestellt werden²⁴.

Um die Unterschiede der einzelnen Verteilungsfunktionen zu veranschaulichen, werden exemplarisch Lage- und Streuparameter jeder Funktion durch zwei Punkte P_1 ($p = 2300$ bar, $P_A = 10 \%$) und P_2 ($p = 2700$ bar, $P_A = 90 \%$) bestimmt und die so festgelegten Graphen zusammen in ein Diagramm dargestellt.

Für den bereits mit einer geringen Anzahl an Prüflingen erfassbaren Bereich der Ausfallwahrscheinlichkeiten von $10 \% \leq P_A \leq 90 \%$, liegen die symmetrischen²⁵ Verteilungen Logit, Lognormal und die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation dicht nebeneinander (Abbildung 19). Lediglich die unsymmetrische Weibullverteilung weicht um bis zu 45 bar oder 1,8 % in Richtung höherer Drücke von den drei anderen ab.

²⁴Siehe Kapitel 6.3.3.

²⁵Die Symmetrie gilt nur für das direkt zugrunde liegende Merkmal, dass hier logarithmisch geteilt ist.

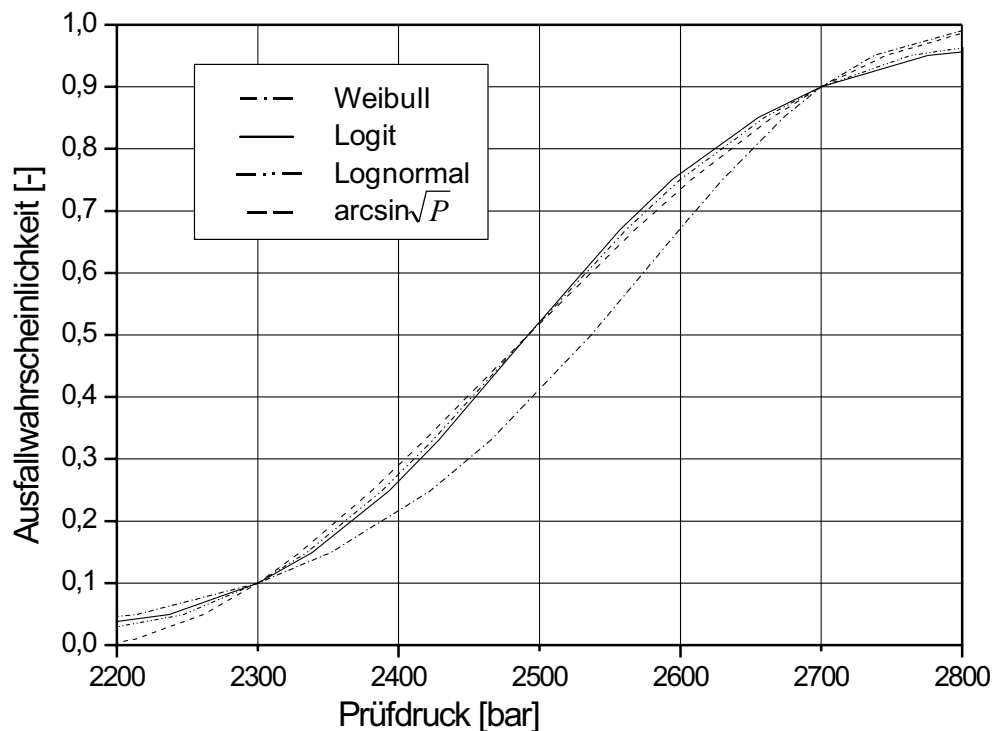


Abbildung 19: Vergleich der Verteilungsfunktionen in Lastrichtung bei linearer Achsenteilung

Bei Extrapolation auf sehr geringe Ausfallwahrscheinlichkeiten von 10^{-4} bis 10^{-7} , die aus technischer Sicht besonders von Interesse sind, fallen die Unterschiede jedoch gravierender aus (Abbildung 20). Je nach Verteilungsmodell, das man den Versuchsergebnissen zugrundelegt, können sich die zulässigen Dauerfestigkeiten um den Faktor 2 unterscheiden.

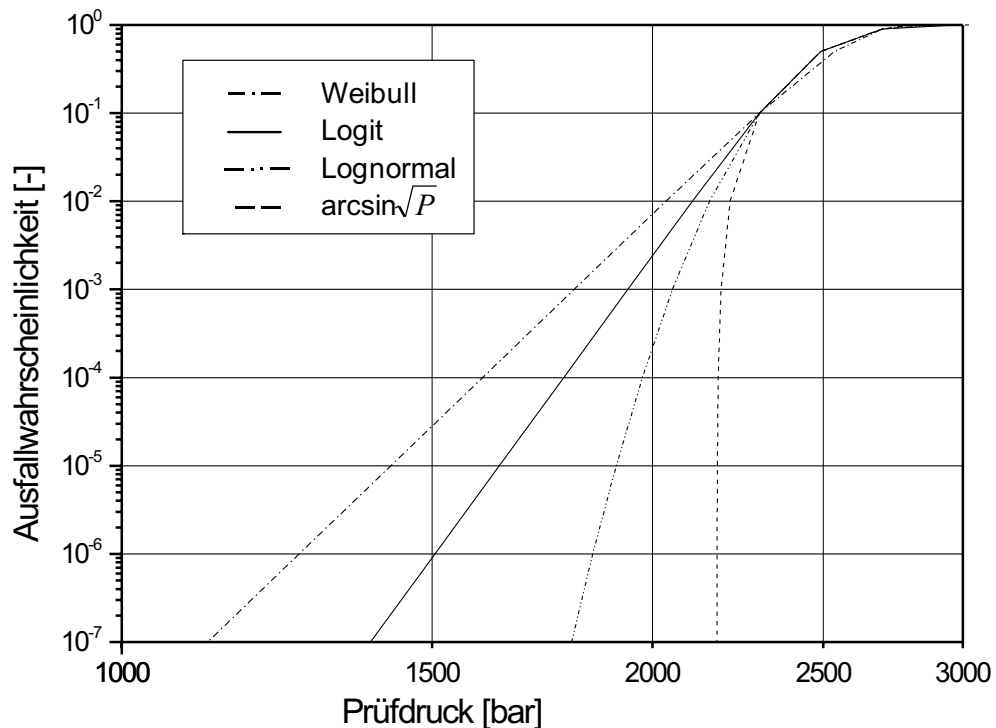


Abbildung 20: Vergleich der Verteilungsfunktionen in Lastrichtung bei logarithmischer Achsenteilung

4.4 Vorstellung der Berechnungsmethode

Für alle Konzepte, die auf einer rissfreien Modellvorstellung beruhen, ist der Dauerfestigkeitsnachweis erbracht, wenn die durch die äußeren Lasten aufgebrachten Belastungen kleiner oder höchstens gleich der Belastbarkeit des Bauteils sind. Bei den örtlichen Konzepten wird dieser Vergleich nicht über das gesamte Bauteil durch Nennspannungen, sondern lokal nur für den gefährdeten Bereich durchgeführt. Die Angabe einer Spannung oder einer Formzahl ist damit nur für den Ort (Kerbgrund) gültig, für den sie ermittelt wurden. Dieses gilt auch für die anderen, zur Übertragung notwendigen Parameter.

Der Dauerbruch des Bauteilquerschnitts tritt dann ein, wenn die Belastung an dieser Stelle gleich der Belastbarkeit ist. Für eine reine Wechselbelastung lässt sich diese Bedingung formulieren durch:

$$\sigma_a(R_\sigma = -1) = \sigma_D \quad (104)$$

mit: σ_D = lokale Dauerwechselfestigkeit des Bauteils im Kerbgrund

Die Umrechnung der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude für reine Schwellbelastung ($R_L = 0$) erfolgt nach dem linearen Ansatz von GOODMAN mit Hilfe der Mittelspannungsempfindlichkeit M_m nach HÜCK (Gleichung 32)²⁶.

$$\sigma_a(R_L = 0) = \frac{\sigma_D - M_m \cdot \sigma_u}{1 + M_m} \quad (105)$$

mit: $\sigma_u = K_{t,ax} \cdot L_{ax}$

Für ein anderes Lastverhältnisses R_L als Null ergibt sich die dauerhaft ertragbare Spannungsamplitude zu:

$$\sigma_a(R_L \neq 0) = \frac{\sigma_D - M_m \cdot (K_{t,ax} \cdot L_{ax} + K_{t,p} \cdot p_u)}{1 + M_m} \quad (106)$$

Der Zusammenhang zwischen von außen aufgebrachter Nennlast L und Kerbgrundspannung σ wird durch die linear-elastischen Formzahlen hergestellt. Die dauerhaft ertragbare Druckschwingbreite Δp ergibt sich dann zu:

$$\Delta p = \frac{\sigma_D - M_m \cdot (K_{t,ax} \cdot L_{ax} + K_{t,p} \cdot p_u)}{1 + M_m} \cdot \frac{2}{K_{t,p}} \quad (107)$$

Und der dazugehörige Maximaldruck zu:

$$p_o = p_u + \frac{\sigma_D - M_m \cdot (K_{t,ax} \cdot L_{ax} + K_{t,p} \cdot p_u)}{1 + M_m} \cdot \frac{2}{K_{t,p}} \quad (108)$$

²⁶Legitimation erfolgt in Kapitel 6.1.1.

Anstelle der Nennlast p kann auch jede andere Nennlast (F_{ax} , M_b) treten.

Die lokale Dauerwechselfestigkeit σ_D wird neben der lokalen Werkstoffwechselfestigkeit σ_w noch von weiteren, in erster Linie geometrischen Einflüssen bestimmt.

$$\sigma_D = \sigma_w \cdot n_{sm} \cdot n_{st} \cdot F_0 \quad (109)$$

Die über den Querschnitt inhomogenen und damit lokalen dynamischen Festigkeitseigenschaften eines einsatzgehärteten Werkstoffes lassen sich durch die ortsabhängige Wirkung der Wärmebehandlung erklären. Makroskopisch äußert sich dies durch ortsabhängige Härtewerte bzw. ein ortsabhängiges Eigenspannungsfeld.

Nach Kapitel 4.2.3 kann die dauerfest ertragbare Spannungsamplitude von eigenspannungsbehafteten Bauteilen auf zwei Arten berechnet werden, je nach dem, ob der Eigenspannungseinfluss nach MACHERAUCH und WOHLFAHRT oder nach KLOOS und VELTEN bestimmt wird. Da die messtechnische Erfassung der Eigenspannungen im Spickelbereich wegen der fehlenden Zugänglichkeit und der geringen Ausdehnung des Querschnitts nicht sinnvoll möglich ist, ist es auch nicht sinnvoll, den Einfluss der Eigenspannungen explizit nach Gleichung 36 numerisch zu erfassen.

Da die festigkeitssteigernde Wirkung des Einsatzhärtens hauptsächlich auf die durch die Wärmebehandlung eingebrachten Druckeigenspannungen zurückzuführen ist, kann deren Einfluss nicht vernachlässigt werden. Es ist davon auszugehen, dass sich durch das Einsatzhärten in der oberflächennahen Randschicht näherungsweise gleiche Eigenspannungen ergeben werden [BVDL04]. Daher wird in diesem Berechnungskonzept der Einfluss von Eigenspannungen auf der Belastbarkeitsseite berücksichtigt.

Die Lokalität der gesteigerten dynamischen Festigkeit wird linear an die lokale Härte gebunden.

$$\sigma_w \sim HV \quad (110)$$

Dieser Zusammenhang ist für eine Vergleichsspannungshypothese gültig.

Eine Trennung von Mittel- und Eigenspannungseinfluss ist nun nicht mehr notwendig, so dass die Mittelspannungsempfindlichkeit nunmehr ohne Index nur mehr mit M bezeichnet wird.

Dauerfestigkeitswerte sind statistisch verteilt. Deren Angabe muss daher immer in Verbindung mit einer Ausfallwahrscheinlichkeit P_A erfolgen. Soweit diese in der weiteren Arbeit nicht explizit mit angegeben ist, handelt es sich um die mittlere Dauerfestigkeit ($P_A = 50\%$).

5 Experimentelle Untersuchungen

5.1 Versuchsprogramm

In Kapitel 4 wurde ein Überblick über die im Skriptum befindlichen Übertragungsparameter gegeben. Für eine Einflussgröße gibt es meist mehrere Ansätze, die zum Teil zu unterschiedlichen Ergebnissen führen. Mit dem im Folgenden beschriebenen Versuchsprogramm sollen die Übertragungsfaktoren für die hier untersuchten Einspritzdüsen aus einsatzgehärtetem 18CrNi8 experimentell ermittelt werden. Die Diskussion mit den Literaturwerten erfolgt in Kapitel 6.

5.1.1 Bezugskerbgrundfestigkeit

Um die direkte Anwendbarkeit der zur Übertragung notwendigen Faktoren auf Einspritzdüsen zu gewährleisten, erfolgt deren quantitative Ableitung nicht anhand der Festigkeitswerte von Laborproben, sondern auf Grundlage eines Einspritzdüsentyps als Bezugsbauteil. Dazu dient das in Abbildung 51 im Anhang dargestellte Basisdüsendesign, wie es schon seit Jahren im Automobilbau breite Anwendung findet. Aus den von außen aufgebrachten Nennlasten werden unter Zuhilfenahme der im vorausgegangenen Kapitel vorgestellten Gleichungen und den spannungsmechanischen Größen des Bezugsbauteils die dazugehörigen Kerbgrundspannungen abgeleitet.

Ausgehend von dieser Kerbgrunddauerfestigkeit erfolgt die Berechnung aller Übertragungsfaktoren dieser Arbeit. Zur besseren statistischen Absicherung der Dauerfestigkeitsgrenze wurden drei Laststufen im Übergangsgebiet anstelle der sonst üblichen zwei durchgeführt und zusätzlich wurde die Anzahl der Prüflinge der zwei Laststufen in der Nähe der mittleren Dauerfestigkeit von 10 auf 20 erhöht.

Zusätzlich zum Übergangsgebiet werden zwei Laststufen im Zeitfestigkeitsgebiet geprüft. So kann die Bauteilwöhlerlinie für dieses Design ermittelt werden. Dies ermöglicht zum Abschluss den Ausblick

auf das Drucksteigerungspotential einer betriebsfesten Auslegung. Die fünf Lasthorizonte wurden so gewählt, dass sich ausgehend von der prüfstandsbedingten oberen Lastgrenze und einer, auf Erfahrungswerten beruhenden unteren Laststufe, bei der mit den ersten Ausfällen zu rechnen ist, eine in etwa logarithmisch-äquidistante Teilung ergibt.

5.1.2 Mittelspannungseinfluss unter Innendruckbelastung

Zur Übertragung gewonnener Festigkeitskennwerte auf andere Belastungen, ist die Kenntnis des Mittelspannungseinflusses auf die ertragbare Spannungsamplitude von entscheidender Bedeutung. In Kapitel 4.2.2 wurden die fünf gängigsten Ansätze, diesen Einfluss formelmäßig zu erfassen, vorgestellt. Da bei innenhochdruckbelasteten Bauteilen nur schwellende Lasten auftreten können ($R_{L,p} \geq 0$), ist für eine dauerfeste Auslegung im Wesentlichen das Dauerfestigkeitsverhalten um den reinen Schwellbereich herum ($-0,5 \leq R_\sigma \leq 0,5$) zur Berechnung bedeutsam.

Verschiedene Spannungsverhältnisse R_σ lassen sich auf zwei Arten erreichen. Durch Erhöhung der unteren Last $L_{u,p}$ verschiebt sich der Lastzustand zu höheren Mittellasten und damit größeren Spannungsverhältnissen hin. Da der Druck stets größer Null ist, können sich für innendruckbelastete Bauteile nur Lastverhältnisse $R_L \geq 0$ und damit Spannungsverhältnisse $R_\sigma \geq 0$ ergeben. Durch die statische Axialkraft lassen sich nach Gleichung 104 dennoch negative Unterspannungen σ_u und damit Spannungsverhältnisse $R_\sigma < 0$ erzeugen. Untersuchungen im Bereich von $R_\sigma < 0$ sind nur mit Düsenkonstruktionen durchführbar, deren Formzahl für die Axialkraft negativ ist. Möglich ist dies durch eine geeignete Anlagegeometrie zwischen Düsenspannmutter und Düse, die so gestaltet ist, dass durch das Aufbringen der Axialkraft Druckspannungen im Spickelbereich erzeugt werden. Je nach Anzugsmoment, respektive Axialkraft, kann so die Größe der Unterspannung σ_u und damit das Spannungsverhältnis R_σ eingestellt werden.

Es wurde die Dauerfestigkeit für drei verschiedene Konstruktionen²⁷ und damit Unterspannungen ermittelt:

1. $\sigma_u^{NH} = -89 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_u^{GEH} = -86 \text{ N/mm}^2$
2. $\sigma_u^{NH} = -436 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_u^{GEH} = -416 \text{ N/mm}^2$
3. $\sigma_u^{NH} = -216 \text{ N/mm}^2$ $\sigma_u^{GEH} = -217 \text{ N/mm}^2$

Zur Ermittlung eines Datenpunktes für $R_\sigma \gg 0$ wurde eine vierte Versuchsreihe mit dem Basisdüsentyp bei der prüfstandstechnisch maximal möglichen Unterlast p_u durchgeführt. Aus technischen Gründen konnte nur eine Laststufe geprüft werden. Die Ermittlung der mittleren Dauerfestigkeit erfolgte durch Extrapolation des Versuchsergebnisses unter Verwendung der in den Versuchen zur Kerbgrundspannung ermittelten Streuung.

Dazwischen, für $R_\sigma \approx 0$, dient das Ergebnis der in Kapitel 5.1.1 vorgestellten Versuchsreihe als weiterer Datenpunkt.

5.1.3 Härteeinfluss

Wegen der mangelhaften messtechnischen Zugänglichkeit des Eigenspannungsfeldes im Kerbbereich wird nach Kapitel 4.4 die durch die Einsatzhärtung verursachte inhomogene Festigkeitsverteilung bei der Berechnung allein durch die Berücksichtigung der lokalen Härte erfasst. Nach Abbildung 12 zeigt sich für den Bereich von lokalen Härten zwischen 700 HV und 800 HV, wie sie die einsatzgehärtete Randschicht des 18CrNi8 aufweist, eine deutliche Diskrepanz der zu erwartenden lokalen Festigkeit, abhängig vom Berechnungsvorschlag, den man zugrunde legt. Durch die Verwendung des örtlich elastischen Konzeptes zur Berechnung entspricht die auf den Kerbgrund umgerechnete, im Experiment ermittelte Bauteilfestigkeit der lokalen Festigkeit des Kerbgrundes.

Zur Analyse, welche der drei in Kapitel 4.2.1 aufgeführten Ansätze die Abhängigkeit der lokalen Festigkeit von der lokalen Härte be-

²⁷Diese unterscheiden sich natürlich vom Basisdüsendesign. Die Modifikationen sind aber so gering, dass andere festigkeitsrelevante Parameter ausser den Formzahlen $K_{t,p}$ und $K_{t,ax}$ nicht verändert werden.

schreibt, wurden Düsen des Basisdesigns mit geänderten Wärmebehandlungsparametern getestet.

Dazu wurde der Aufkohlungsprozess beibehalten, jedoch die im Anschluss an die Tiefkühlphase durchgeführte Anlassbehandlung bei einer deutlich höheren Temperatur durchgeführt, so dass sich eine Randhärte von maximal 600 *HV* einstellte. Das Gefüge der Randschicht hinsichtlich Randoxidation oder Karbidgehalt blieb nachweislich durch die geänderte Wärmebehandlung unverändert.

5.1.4 Oberflächeneinfluss

Die Verbindung der Nadelführungsbohrung und der Hochdruckbohrung erfolgt durch einen elektro-chemischen Prozess. Die dadurch hergestellte Bohrungsverschneidung wird verfahrensbedingt bereits entgratet. Jedoch ist die herstellbare Oberfläche verhältnismäßig rau und der entstandene Verrundungsradius klein.

Eine Verbesserung der Oberfläche mit zeitgleicher Vergrößerung des Verrundungsradius von solchen schwer zugänglichen Verschneidungskanten, bietet das Umspülen mit erosiven Medien, welches auch in vielen Bereichen der Technik Anwendung findet.

Aufgrund des geringen Durchmessersprungs an der hier vorliegenden Geometrie, kommt es beim Umspülen mit niedrigviskosen Medien wie z. B. Ölen nur sehr lokal zu den für einen ausreichenden Abtrag notwendigen Strömungsgeschwindigkeiten. Um einen gleichmäßigen Abtrag und damit eine großflächig geglättete Oberfläche zu erhalten, kann z.B. mit einem hochviskosen Medium wie einem pastenartigen, viskoelastischem Polymer gearbeitet werden. Ein solches Verfahren ist das sogenannten Druckfließläppen [Tre03], bei dem das mit erosiven Partikeln versehene Polymer mit wechselnder Strömungsrichtung durch die Bohrungsverschneidung geleitet wird. Durch diesen Prozess wird die Oberflächenrauigkeit auf die eines polierten Zustand reduziert. Dies ist auch optisch an der spiegelnden Oberfläche zu erkennen. Zudem vergrößert sich der Radius an der Bohrungsverschneidung. Der große Nachteil dieses Verfahrens ist die aufwendige

Reinigung des Bauteils nach dem Bearbeitungsschritt.

In Kapitel 4.2.4 wurden einige Vorschläge aus der Literatur aufgeführt, den Einfluss der Oberflächenrauigkeit auf die Dauerfestigkeit quantitativ zu bestimmen. Mit der Untersuchung der Dauerfestigkeit von nachträglich druckfließgeläppten Düsen mit Basisdesign soll der rechnerische Oberflächenfaktor F_O mit dem tatsächlich ermittelten verglichen werden.

Leider bietet sich durch die sehr eingeschränkte Zugänglichkeit des Kerbgrundes nicht die Möglichkeit, einen Versuch mit einer deutlich schlechteren Oberflächengüte herzustellen. Damit hätte der Verlauf des Oberflächenfaktors zu beiden Seiten hin untersucht werden können.

5.1.5 Größeneinfluss

Die in dieser Arbeit gewonnen Erkenntnisse bzgl. der Dauerfestigkeit sollen vom Spickel auf andere Geometrien übertragen werden. Neben dem Einfluss der Mittelspannungen spielt die absolute Größe des Kerbgrundes eine entscheidende Rolle. Zur Berücksichtigung der Kerbgröße gibt es sowohl empirische als auch werkstoffmechanisch begründbare Ansätze, die sich jedoch von deren Ergebnissen erheblich unterscheiden. Auf Erfahrungswerte beruht die in Kapitel 4.2.5 vorgestellte spannungsmechanische Stützwirkung. In Abbildung 17 sind die Unterschiede zwischen den einzelnen Vorschlägen dieser Methode graphisch dargestellt.

Daneben gibt es noch den in Kapitel 4.2.6 vorgestellten statistischen Ansatz, der auf einem werkstoffmechanischen Modell basiert.

In der Literatur ist man sich bis jetzt uneinig darüber, ob der spannungsmechanische [HHS⁺02], der statistische [BVDL04] oder auch beide Ansätze zusammen [LZ91, LZ95] zur Berücksichtigung des Größeneinflusses benötigt werden.

Um dies zu untersuchen, werden neben der Dauerfestigkeit der Spickelgeometrie noch die eines Bauteils mit deutlich kleinerem und eines mit deutlich größerem Kerbgrund bestimmt.

Eine möglichst große, hochbelastete Oberfläche (bzw. Volumen) weisen ungekerbte Proben auf. Für Innendruckuntersuchungen bietet sich eine Rohrprobe an. Der Sollbruchbereich ist mit einer spannungsoptimierten Außenkontur versehen, um den Spannungszustand möglichst homogen zu halten. Werkstoff und Wärmebehandlung sind identisch mit den Düsen.

Einen weitaus kleineren Kerbgrund als der Spickel weist die zweite Kerbstelle einer Einspritzdüse, die Verschneidung der Spritzlöcher mit dem Sackloch, auf. Nach Kapitel 4.1.3 wird dieser Kerbgrund durch zwei nicht proportionale zyklische Lastarten beansprucht. Zur Ermittlung der Dauerfestigkeit wurde hier nur die Axialkraft der Nadel ohne eine zusätzliche Innendruckbelastung herangezogen, da die Prüfstandsleistungsfähigkeit nicht ausreichend ist, um Versagen infolge Innendrucks an dieser Stelle zu verursachen.

5.1.6 Mittelspannungsempfindlichkeit von Rundproben unter Biegebelastung

Da die Lastkollektive für druckgesteuerte Systeme ein konstantes Lastverhältnis von $R_{L,p} \approx 0$ aufweisen, ist eine Auslegung von Einspritzdüsen mit den Übertragungsfaktoren, die durch die in Kapitel 5.1.2 beschriebenen Versuchsreihen ermittelt werden, hinreichend möglich.

Die Kollektive nadelhubgesteuerter Systeme haben eine deutlich andersartige Zusammensetzung²⁸. Deren Grundprinzip liegt darin, den Einspritzdruck im gesamten System auch während der Einspritzungen konstant zu halten. Dadurch ergeben sich für die weitaus meisten Schwingspiele Lastamplituden mit zum Teil sehr großen Mittellasten. Für eine dauerfeste Auslegung ist dieser Umstand unerheblich. Nicht jedoch, wenn die Auslegung betriebsfest erfolgen soll.

In Kapitel 6.4 wird als Ausblick das Potential einer betriebsfesten gegenüber einer dauerfesten Auslegung abgeschätzt. Dazu ist die Kenntnis der Mittelspannungsempfindlichkeit im Bereich von $0 \leq R$

²⁸Nähere Informationen über die einzelnen Systeme und ihren daraus für die Düse resultierende Belastungen finden sich im Kapitel A.3 im Anhang.

$\leq 0,7$ wichtig. Nach Abbildung 13 gehen die Meinungen, wie sich sehr große Mittelspannungen auf die ertragbare Spannungsamplitude auswirken, weit auseinander.

Mit dem für die Innendruckversuche zur Verfügung stehenden Prüfstand können nur Lastverhältnisse bis maximal 0,5 realisiert werden²⁹. Um dennoch eine Aussage machen zu können, wird auf die Dauerfestigkeitseigenschaften des Konstruktionswerkstoffes σ_w zurückgegriffen. Nach Kapitel 4.2.1 ist σ_w eines Volumenelements nur von seiner Härte abhängig. Alle untersuchten Proben wurden der selben Wärmebehandlung unterzogen. Dadurch bilden sich an der einsatzgehärteten Oberfläche, im Rahmen der prozessbedingten Streuung, nahezu gleichwertige Härtewerte aus³⁰. Die Werkstoffdauerfestigkeitseigenschaften an der einsatzgehärteten Oberfläche sind demnach für alle Bauteile näherungsweise gleich, was die Übertragbarkeit der Dauerfestigkeitswerte zwischen den einzelnen Versuchsproben zulässig macht.

Üblicherweise werden dynamische Werkstoffkennwerte durch einachsige Zug-Druckbelastungen an Laborproben ermittelt. Durch deren Gestalt bildet sich über den gesamten Querschnitt eine homogene Spannungsverteilung aus. Dies würde jedoch für einsatzgehärtete Proben, die durch die Wärmebehandlung eine über den Querschnitt inhomogene Festigkeitsverteilung, die am Rand am Größten ist und zur Bauteil Mitte hin abnimmt, bedeuten, dass der Rissstart aller Proben im blindgehärteten Bauteilkern läge. Zur Ermittlung der dynamischen Festigkeit der einsatzgehärteten Randschicht muss die Belastung derart verändert werden, dass sich ebenfalls ein inhomogener Spannungszustand ausbildet, der Versagen an der Oberfläche der Probe zur Folge hat.

Dafür bietet sich eine Biegebelastung an, da sich ein solcher Spannungsverlauf mit Zugspannungen im Kerbgrund einstellt. Da nur schwellende Belastungen geprüft werden sollen, kann eine 3-Punkt-Biegung erfolgen, ohne dass sich durch die Krafteinleitung ein undefinierter Spannungszustand im Kerbgrund einstellt. Für die

²⁹Siehe Kapitel 5.2.1.

³⁰Vergleiche Abbildung 70 im Anhang.

Durchführung der Versuche steht eine Resonanzprüfmaschine zur Verfügung, weswegen für die Prüfung die 3-Punkt-Planbiegung nach dem Vorschlag von DIN EN 60672-2 [DIN00b] angewendet wird. Zur Untersuchung der dynamischen Festigkeiten im Bereich $R > 0$ wurden Versuche bei folgenden Lastverhältnissen durchgeführt:

1. $R_L = 0$
2. $R_L = 0,5$
3. $R_L = 0,7$

Als Prüflinge dienten Rundproben nach DIN 50125 [DIN04]. Abbildung 53 im Anhang zeigt deren geometrischen Maße.

5.1.7 Versuchsprogramm im Überblick

	Versuchsbezeichnung	Anzahl Laststufen	Gesamtanzahl Prüflinge	Zur Berechnung von
1	Basisdüsendesign	5	70	σ_w
2	Mittelspannungseinfluss 1	2	17	M, σ_w
3	Mittelspannungseinfluss 2	2	17	M, σ_w
4	Mittelspannungseinfluss 3	2	20	M, σ_w
5	Mittelspannungseinfluss 4	1	10	M, σ_w
6	reduzierte Härte	2	20	$\sigma_w(\text{HV})$
7	Oberflächeneinfluss	2	20	F_O
8	Rohrprobe	2	15	n_{sm}, n_{st}
9	Spritzlochverschneidung	3	28	n_{sm}, n_{st}
10	Werkstofffestigkeit ($R = 0$)	2	18	M
11	Werkstofffestigkeit ($R = 0,5$)	2	14	M
12	Werkstofffestigkeit ($R = 0,7$)	2	13	M

Tabelle 6: Versuchsprogramm

Die Nummerierung der Versuchsreihen wird im Fortgang der Arbeit beibehalten. Weitere Versuchsreihen, die nicht speziell für diese Untersuchungen, sondern für die Entwicklung von Serienprojekten durchgeführt wurden, aber zur Überprüfung der Berechnungsgüte

herangezogen werden³¹, erhalten zur Unterscheidung eine Nummerierung mit römischen Ziffern von I bis VII³².

³¹Siehe Kapitel 6.2.1.

³²Siehe Tabelle 36, 52 und 53.

5.2 Prüfstandsbeschreibung

Allen dynamischen Prüfungen gemein ist, dass die Belastungen L sinusförmig aufgebracht werden. Ober- und Unterwert lassen sich durch den Prüfstand einstellen. Die Prüffrequenz ist vom Prüfstand selbst, dessen Leistungsfähigkeit und dem Energieverbrauch des Aufbaus abhängig.

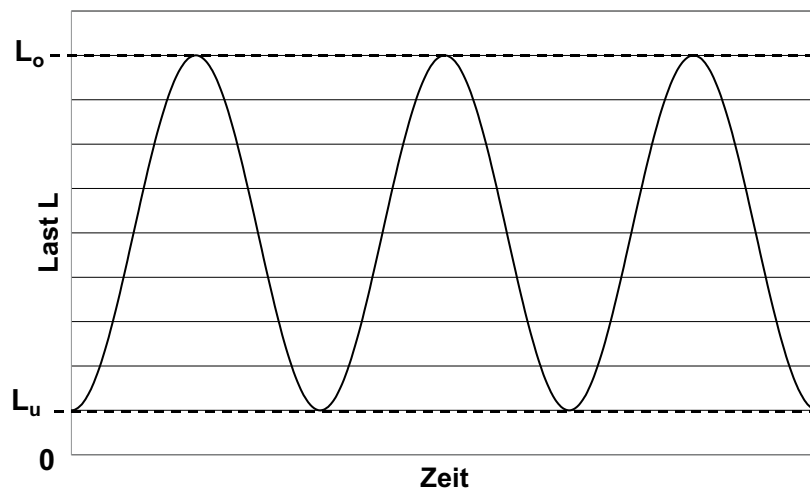


Abbildung 21: Last-Zeit-Verlauf der dynamischen Prüfungen

5.2.1 Hochdruckimpulsprüfstand

Zur Ermittlung der Innenhochdruckfestigkeit des Spickels und der Rohrprobe wurden Hochdruckimpulsprüfstände der Firma Maximator verwendet. Mit Hilfe eines Druckübersetzers und Servoventilen können sinusförmige Druckschwingungen erzeugt werden (siehe Abbildung 21; $L = p$). Zum gesicherten Nachfüllen des Druckersetzers muss ein gewisser Minimaldruck³³ im System gehalten. Je nach Druckniveau, Leckagemenge und Anzahl der Prüflinge können Schwingfrequenzen zwischen 8 Hz und 15 Hz realisiert werden. Als

³³Der Wert kann aus Datenschutzgründen nicht genannt werden. Er liegt in der Größenordnung von 10^2 bar und führt zu einem Lastverhältnis von $R_L \approx 0,1$.

Prüfmedium findet Hydrauliköl HLP 46 nach DIN 51524 [DIN85] Verwendung.

Die vom Prüfstand erzeugte Druckschwingung wird an eine Prüfleiste gegeben, an deren Umfang bis zu 10 Prüflinge über dazu passende Adapter montiert werden können (siehe Abbildung 22). In der Prüfleiste ist zudem ein Sensor angebracht, mit dessen Hilfe die Spitzenwerte des Druckimpuls ständig geregelt werden. Zur Brucherkenennung wird die Temperatur jedes Prüflings durch einen Sensor überwacht.

Der Ausfall eines Prüflings wird vom Prüfstand automatisch ermittelt. Die eingestellten Abschaltkriterien sind dabei erreicht, wenn

- die Temperatur des Prüflings 15 C über der Temperatur, die sich nach 30 Min eingestellt hat, liegt,
- der Temperaturgradient dT/dt größer als $0,3^\circ \text{C} / 5\text{s}$ ist oder
- der Nebelsensor im Prüfraum wegen einer deutlichen Leckage anspricht.

Der Abbruch kann auch manuell bei Feststellung einer deutlich erhöhten Leckage an den Leckageanschlüssen oder einer Beölung an anderer Stelle des Prüflings erfolgen. Die bis zum Erreichen des Versagenskriteriums ertragenen Lastspiele werden automatisch dokumentiert.

Der Bauteilquerschnitt ist bei Erreichen des Abschaltkriteriums bereits komplett durchgerissen. Ein Anriss kann mit diesem Prüfaufbau nicht ermittelt werden. Bei den ermittelten Lebensdauern handelt es sich daher um Bruchlebensdauern.

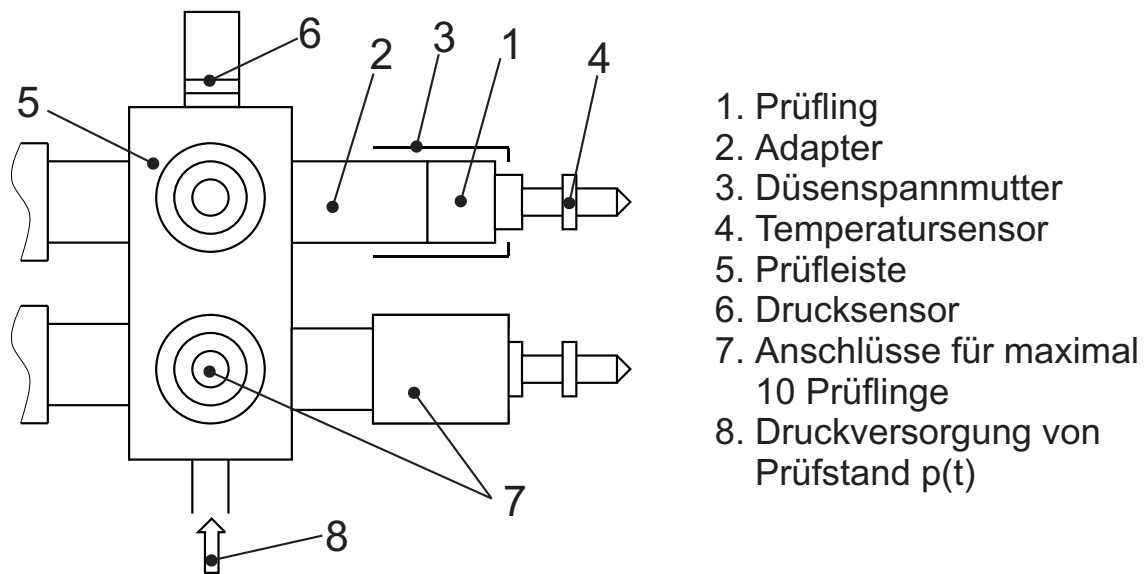


Abbildung 22: Schematischer Prüfstandsaufbau der Hochdruckimpulsprüfung

5.2.2 Resonanzprüfmaschine

Die dynamische Festigkeit des Konstruktionswerkstoffes sowie die Dauerfestigkeit des Kuppenbereichs wird nicht durch Innendruck-schwellfestigkeitsversuche ermittelt. Die dafür notwendigen zyklischen Lasten in Form einer Axialkraft bzw. eines Biegemoments wurden mit Hilfe einer Resonanzprüfmaschine der Firma Russenberger Prüfmaschinen AG aufgebracht.

Mit dem eingebauten Resonator, bestehend aus einem Feder-Masse-System und einem Erregermagnet, können sinusförmige Kraftverläufe erzeugt werden (siehe Abbildung 21; $L = F$). Dabei wird der Prüfaufbau in seiner Eigenfrequenz betrieben. Zusätzlich kann über einen statischen Spindeltrieb das Mittellastniveau variiert werden³⁴.

Im Vergleich zur Hochdruckimpulsprüfung können nicht mehrere Prüflinge parallel getestet werden. Statt dessen erfolgt deren Prüfung

³⁴Eine genaue Beschreibung der Funktionsweise findet sich z. B. in [RUS, Blu94].

sequentiell. Vorteil einer Resonanzprüfmaschine sind die deutlich höheren Prüffrequenzen von bis zu 180 Hz , abhängig von der Steifigkeit des Aufbaus und der Prüflinge.

Eine solche Prüfmaschine ist universell einsetzbar. Ihr Verwendungszweck richtet sich nach dem Prüfaufbau, der benutzt werden soll. Zur Erprobung des Konstruktionswerkstoffes wird ein Aufbau zur 3-Punkt-Biegung (Funktionsprinzip siehe Abbildung 23) verwendet. Die Einleitung der Prüfkraft erfolgt mittig an der Oberseite des Prüfquerschnitts, die Ausleitung über die beiden Spannstellen S , die sich symmetrisch um die Krafteinleitung im Abstand a außerhalb des Prüfquerschnittes befinden.

Auch wenn die Prüfung der Werkstoffproben nur mit schwellenden Lasten erfolgen soll, muss, um einen stabilen Betrieb bei Resonanz zu gewährleisten, die Einspannung an den Spannstellen sowohl für Druck- als auch für Zugkräfte erfolgen.

Eine beidseitige Einspannung ist aus dem selben Grund auch für die Krafteinleitung am Kerbgrund notwendig.

Der Prüfstand erzeugt eine sinusförmige Kraft.

$$F(t) = F_m + F_a \cdot \sin \omega t \quad (111)$$

Über den Hebelarm der Auflager wird die Kraft in zu prüfenden Querschnitt in ein Biegemoment umgewandelt.

$$M_b(t) = M_{b,m} + M_{b,a} \cdot \sin \omega t \quad (112)$$

mit $M_b = \frac{1}{4} \cdot F \cdot a$

Die Spannung im Kerbgrund lässt sich nach der klassischen Balkentheorie aus dem, von der Form und dem Prüfquerschnittsdurchmesser d der Probe abhängigen Widerstandsmoment W_b , dessen Wert Tabellenbüchern wie [IRH97] entnommen werden kann, abschätzen.

$$\sigma(t) = \frac{M_b(t)}{W_b} \quad (113)$$

mit:

$$W_b = \frac{\pi}{32} \cdot d^3 \quad (114)$$

Nach der Balkentheorie ergibt sich unabhängig von der Vergleichsspannungshypothese mit den Randbedingungen $d = 3,5 \text{ mm}$ und $a = 33 \text{ mm}$ folgender formelmäßiger Zusammenhang zwischen eingestellter Prüfkraft und Kerbgrundspannung:

$$\sigma = 1,96 \text{ mm}^{-2} \cdot F \quad (115)$$

Den genauen Zusammenhang erhält man aus der Strukturanalyse mit Hilfe Finiter Elemente.

$$\sigma = 1,85 \text{ mm}^{-2} \cdot F \quad (116)$$

Auch wenn die Einspannung an den Spannstellen S so wenig biegesteif wie möglich ausgeführt ist, wird dennoch nicht das gesamte Biegemoment über den Kerbgrund geleitet. Nach dem Ergebnis einer statischen Kalibrierung des Prüfaufbaus mit einem DMS-instrumentierten Prüfling muss Gleichung 116 wie folgt abgeändert werden:

$$\sigma = 1,74 \text{ mm}^{-2} \cdot F \quad (117)$$

Die feste Einspannung an der Prüfkrafteinleitung E bewirkt je nach Größe oder Vergleichsspannungshypothese eine statische Vorspannung im Kerbgrund von etwa 5 % der mittleren Kerbgrunddauerfestigkeit. Deren Einfluss kann vernachlässigt werden.

Zur Prüfung der Kuppenfestigkeit wird die Axialkraft der Prüfmaschine direkt in das Bauteil eingeleitet (siehe Abbildung 24).

Über einen Stempel wird die Prüfkraft auf die Düsenadel übertragen. Diese stützt sich am Dichtsitz gegen den Düsenkörper ab (siehe Abbildung 8). Durch diese Anordnung können nur Druckkräfte

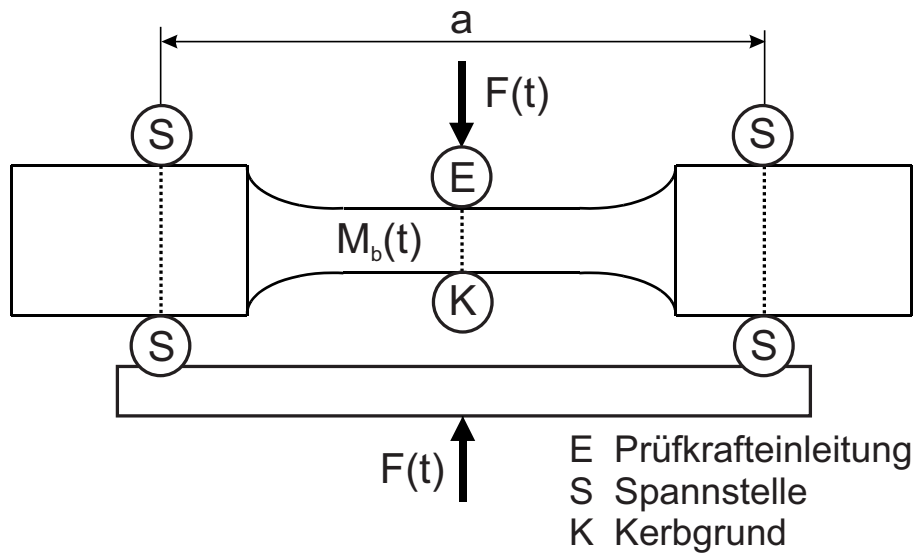


Abbildung 23: Schematische Funktionsweise der 3-Punkt-Biegung

übertragen werden. Um den Aufbau stabil in seiner Eigenfrequenz belasten zu können, muss die Unterlast immer um einen bestimmten Betrag größer als Null sein. Der, auch für die gemachten Untersuchungen verwendete Wert der Unterlast, für die der Kuppenfestigkeitsaufbau stabil betrieben werden kann, ist $F_u = 100 \text{ N}$.

Eine genaue Beschreibung des Funktionsprinzipes sowie des Prüfaufbaus ist in [Lic05] nachzulesen.

Auch wenn mit den beiden hier verwendeten Prüfaufbauten auch Anrisse detektiert werden könnten, wurden zugunsten einer stabilen Versuchsablaufs trotzdem die Versuche bis zum Erreichen des Schadenskriteriums *Bruch* fortgeführt.

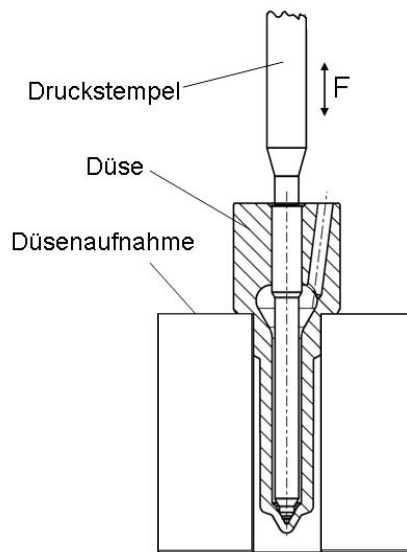


Abbildung 24: Schematischer Prüfstands Aufbau der Kuppenfestigkeitsprüfung

5.3 Versuchsergebnisse

5.3.1 Dauerfestigkeiten

In Tabelle 7 sind die nach der Logitverteilung ausgewerteten mittleren Dauerfestigkeiten $\bar{\sigma}_a$ und Streuwerte T_L der in Kapitel 5.1 beschriebenen Versuche sowie die dazugehörigen montagebedingten Unterspannungen σ_u ($= K_{t,ax} \cdot L_{ax}$) eingetragen. Die detaillierten Ergebnisse der Versuchsreihen sind den Tabellen 39 bis 50 zu entnehmen bzw. in den Abbildungen 58 bis 67 als Wöhlerdiagramm im Anhang dargestellt.

Abbildung 71 zeigt beispielhaft die Ermittlung von Mittelwert und Streuung der Dauerfestigkeit. Dieses spezielle Beispiel macht deutlich, welche Ereignisse sich bei Untersuchungen mit stark zufallsbedingten Größen ergeben können. Die Ausfallraten der einzelnen Lasthorizonte nehmen zwar mit der Spannungsamplitude zu, aber weder ist die Zunahme streng monoton, noch liegen die Datenpunkte befriedigend auf der Geraden, durch die versucht wird das Festig-

keitsverhalten quantitativ zu beschreiben.

Aus der bisherigen Erfahrung lässt sich vermuten, dass besonders für die Ausfallraten der Lasthorizonte L_1 und L_3 jeweils entgegengesetzte Extremwerte ermittelt wurden, da die Festigkeitsgerade eigentlich oberhalb des Datenpunktes L_4 verlaufen sollte. Dieses Ergebnis nimmt auf die mittlere Dauerfestigkeit weniger Einfluss, wohl aber auf den Streuwert, der dadurch sehr groß wird und mit $T_L = 1,30$ (1,42 ignoriert man L_4 bei der Auswertung) sicher nicht mehr als repräsentativ angesehen werden kann.

	Versuchsreihe	σ_u^{NH}	σ_u^{GEH}	$\bar{\sigma}_a^{NH}$	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$	T_L
1	Basisdüsendesign	242	240	600	730	1,30
2	Mittelspannungseinfluss 1	-89	- 86	746	865	$\leq 1,11$
3	Mittelspannungseinfluss 2	-436	-416	836	978	$\leq 1,32$
4	Mittelspannungseinfluss 3	-216	-217	689	844	$\leq 1,18$
5	Mittelspannungseinfluss 4	242	240	457	556	-
6	Reduzierte Härte	242	240	554	674	$\leq 1,24$
7	Oberflächeneinfluss	242	240	797	969	$\leq 1,17$
8	Rohrprobe	0	0	377	408	1,24
9	Spritzlochverschneidung	0	0	969	936	1,20
10	3-Punkt-Biegeversuch ($R = 0$)	≈ 0	≈ 0	510	510	2,39
11	3-Punkt-Biegeversuch ($R = 0,5$)	≈ 0	≈ 0	507	507	2,05
12	3-Punkt-Biegeversuch ($R = 0,7$)	≈ 0	≈ 0	484	484	-

Tabelle 7: Mittlere Kerbgrunddauerfestigkeit, montagebedingte Unterspannung und Streuspanne der Versuchsreihen

5.3.2 Zeitfestigkeit

Zur Konstruktion einer Wöhlerlinie wurden zusätzlich weitere Prüflinge des Basisdüsentyps auf zwei Laststufen im Zeitfestigkeitsgebiet getestet, die nur zu Brüchen führten.

Die Lage der Zeitfestigkeitsgeraden sowie deren Neigung k ist durch den logarithmischen Mittelwert der Lebensdauern beider Lasthorizonte 1 und 2 im Zeitfestigkeitsgebiet festgelegt.

$$k = \frac{\log(L_1) - \log(L_2)}{\log(\bar{N}_2) - \log(\bar{N}_1)} = 6$$

mit:

$$\bar{N}_i = 10^{\frac{1}{10} \sum_{j=1}^{10} \log(N_{ij})}$$

und $i = 1, 2$

Die Streuung in Lastspielzahlrichtung T_N erhält man aus der Standardabweichung der logarithmischen Lebensdauer.

$$s_{log,i} = \sqrt{\frac{1}{10} \sum_{j=1}^{10} (\log(N_{ij}) - \log(\bar{N}_i))^2}$$

Die Standardabweichung ergab für beide Lasthorizonte einen nahezu identischen Wert von $s_{log} = s_{log,1} = s_{log,2} = 0,13$. Für die Logit-Verteilung gilt:

$$T_N = 10^{2,42 \cdot s_{log}} = 2,06$$

Die Streuung in Lastspielzahlrichtung T_N ist kleiner als die Streuung in Lastrichtung T_L . Nach der Schätzformel 81 würde sich für die Streuung in Lastspielzahlrichtung mit $T_N = 2,06$ und $\kappa = 6$ ein Wert von $T_L = 1,13$ ergeben.

Zusammen mit den Ergebnissen aus dem Übergangsgebiet kann die Lage der Wöhlerlinie für das Basisdüsendesign sowie deren Streubreite angegeben werden. In Abbildung 25 ist das Ergebnis graphisch zusammengefasst.

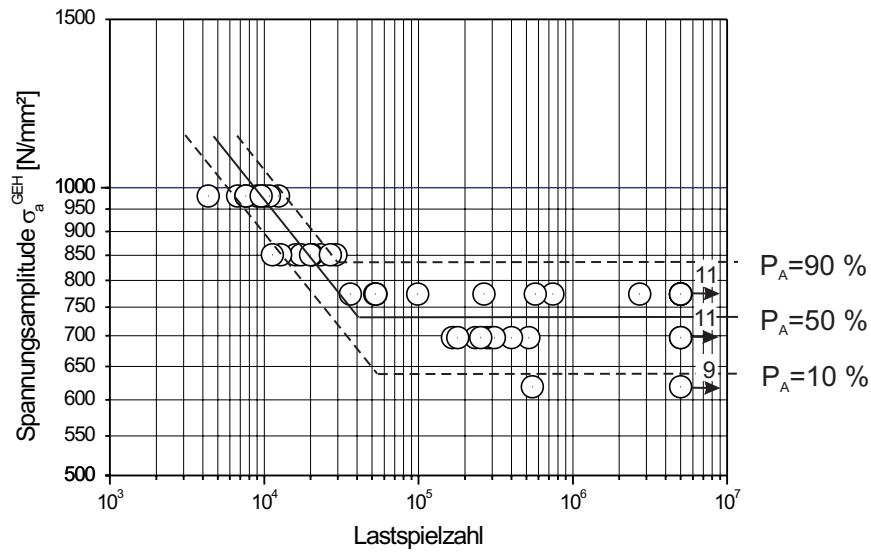


Abbildung 25: Wöhlerlinie des Basisdüsendesigns

5.3.3 Lebensdauern

Die Modellvorstellung bei Bauteilen unter Einstufenbelastung aus Werkstoffen, die eine echte Dauerfestigkeitsgrenze aufweisen³⁵, geht davon aus, dass wenn bis zur einer bestimmten Ecklastspielzahl N_D das Versagenskriterium nicht eingetreten ist, es auch nicht mehr eintreten wird. Basierend auf Erfahrungswerten wurde für die untersuchten Proben und Bauteile angenommen:

$$N_D < N_G = 5 \cdot 10^6 \quad (118)$$

Mit den in Kapitel A.2 im einzelnen aufgeführten Lebensdauern der Prüflinge kann dies überprüft werden. Dazu werden alle Bruchlastspielzahlen, die im Übergangsgebiet ermittelt wurden, herangezogen. Zum Übergangsgebiet zählen dabei alle Versuche, außer denen des Basisdüsendesigns mit den beiden höchsten Lasten, da diese speziell im Zeitfestigkeitsgebiet plaziert wurden. Dadurch werden zwar auch

³⁵Effekte bei sehr hohen Lastspielzahlen (VHCF) seien hier außer acht gelassen.

Lasthorizonte anderer Varianten berücksichtigt, die ausschließlich zu Brüchen führten, aber aufgrund ihres geringen Abstandes von der mittleren Dauerfestigkeit können sie trotzdem zum Übergangsgebiet gezählt werden.

Da nicht über die Grenzlasterzahl hinaus getestet wurde und damit über das jenseitige Festigkeitsverhalten keine Werte vorliegen, wird zur Beurteilung, ob der Wert von $5 \cdot 10^6$ ausreichend war, die Verteilung der Lebensdauern extrapoliert.

Sortiert man die Lebensdauern N_i nach dem Ansatz von ROSSOW³⁶ [Ros64], so lassen sie sich in einem Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz darstellen und auswerten.

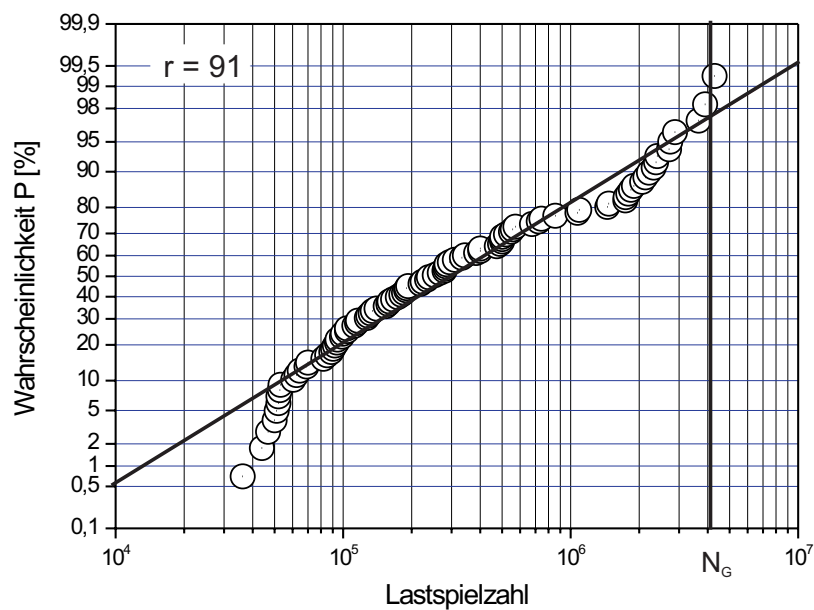


Abbildung 26: Statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen

Abbildung 26 zeigt die statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen. Im Bereich von 10^5 bis 10^6 entspricht die Verteilung der Lastspielzahlen sehr gut einer Lognormalen. Nur für

³⁶Analog Kapitel 6.2.1.

kleine wie auch große Extremwerte kommt es zu leichten Abweichungen. Anhand der Lage der Datenpunkte und des Bestimmtheitsmaßes von $R^2 = 0,98$ muss davon ausgegangen werden, dass alle Bruchlastspielzahlen zu einer Grundgesamtheit gehören und damit die Brüche auf einen Schadensmechanismus zurückzuführen sind.

Die Wahrscheinlichkeit, dass, wenn das Schadenskriterium eintritt, dies bis zu einer Lastspielzahl von 5 Millionen geschieht, liegt - unter der Voraussetzung, dass die Extrapolation zulässig ist - bei 98 %. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass 2 % der Prüflinge, die bis 5 Millionen Lastwechsel nicht versagt haben, bei höheren Lastwechseln trotzdem noch versagen werden. Da es bei einem solchen Ereignis zu einer Fehleinschätzung der Dauerfestigkeit kommen würde, wird dessen Eintretenswahrscheinlichkeit im Weiteren als Fehlerwahrscheinlichkeit P_f bezeichnet. Reflektiert man dies wieder zurück auf die Experimente dieser Arbeit, so ergibt nach der Binomialverteilung eine Wahrscheinlichkeit des Fehlers 2. Art³⁷ von 95,3 %, dass einer oder mehrere der 151 Durchläufer dennoch ausgefallen wären.

$$P(X > 0) = 1 - P(X = 0) = 0,953 \quad (119)$$

mit:

- X = B(n,p)-verteilte Zufallsvariable
- n = 151 (Anzahl der Durchläufer)
- p = 0,02 (Fehlerwahrscheinlichkeit P_f)

Es ist somit sehr wahrscheinlich, dass aufgrund der festgelegten Grenzlasterlastspielzahl die Dauerfestigkeit der einen oder anderen Versuchsreihe überschätzt wurde. Um die Auswirkungen auf die Aussagen dieser Arbeit zu überprüfen, werden die Bruchlastspielzahlen näher untersucht.

Trennt man diese nach Auftreten bei Innendruckversuchen und Auftreten bei Resonanzprüfungen, so zeigen sich deutliche Unterschiede in den erzielten Lebensdauern. Die statistische Auswertung getrennt

³⁷Dazugehörige Nullhypothese: „Ein bis 5 Millionen Lastwechsel nicht ausgefallener Prüfling fällt nicht mehr aus und wird als Durchläufer gezählt.“

nach Prüfständen (zu finden im Anhang) zeigt eine mittlere Lebensdauer von $1,1 \cdot 10^5$ für die Innendruckversuche im Vergleich zu $8 \cdot 10^5$ für die Resonanzprüfungen. Nach den Erkenntnissen von Abbildung 26 ist aber immer noch davon auszugehen, dass die Ausfälle auf den selben Schadensmechanismus zurückzuführen sind.

Für die Innendruckversuche liegt die Fehlerwahrscheinlichkeit P_f nur mehr bei 0,4 % (Abbildung 68), die Wahrscheinlichkeit des Fehlers 2. Art für die 109 Durchläufer dementsprechend bei 35,4 %. Der Fehler, die tatsächliche Dauerfestigkeit zu überschätzen, ist für die innendruckbelasteten Bauteile klein und die festgelegte Grenzlastspielzahl für die zu machenden Aussagen ausreichend.

Anders sieht die Situation bei den auf der Resonanzprüfmaschine durchgeführten Versuchsreihen aus. Die Fehlerwahrscheinlichkeit liegt dort bei 5 % (Abbildung 69) und die Wahrscheinlichkeit für den Fehler 2. Art bei 88,4 %³⁸. Die bereits festgestellte Überschätzung der Dauerfestigkeiten ist bei den Versuchen dieses Typs zu suchen. Zwischen den Untersuchungen zur Kuppenfestigkeit und der Werkstofffestigkeit ist kein Unterschied feststellbar.

Aber die Wahrscheinlichkeit, einen Prüfling fälschlich als Durchläufer zu werten, nimmt sehr stark ab. Abbildung 27 ist zu entnehmen, dass nur die Fehleinschätzung von 2 Prüflingen wahrscheinlich ($P > 50$ %) ist. Dennoch wäre es für Versuche diesen Typs sinnvoller, wenigstens bis zu einer Grenzlastspielzahl von 10 Millionen zu testen, auch wenn gemäß Abbildung 69 die Fehlerwahrscheinlichkeit trotzdem noch größer ist als bei den Innendruckversuchen, jedenfalls sofern sich das jenseitige Festigkeitsverhalten nicht vom diesseitigen unterscheidet.

Natürlich gelten die in dieser Arbeit gemachten Aussagen strenggenommen nur bis 5 Millionen Lastwechsel, aber der Fehler diese auch für unendliche Lebensdauern anzuwenden, ist angesichts zweier wahrscheinlicher, auf 27 geprüfte Lasthorizonte zu verteilender Fehleinschätzungen doch vernachlässigbar klein.

³⁸_n = 42

Über die Unterschiede in den Bruchlastspielzahlen zwischen den beiden Prüfverfahren kann nur spekuliert werden. Auf den Prüfstand an sich kann die Erklärung sicherlich nicht zurückgeführt werden. Wohl aber auf die unterschiedlichen Belastungsarten bzw. der Art und Weise wie sie aufgebracht werden. Dieser Fragestellung sollte mit weiterführenden wissenschaftlichen Untersuchungen nachgegangen werden.

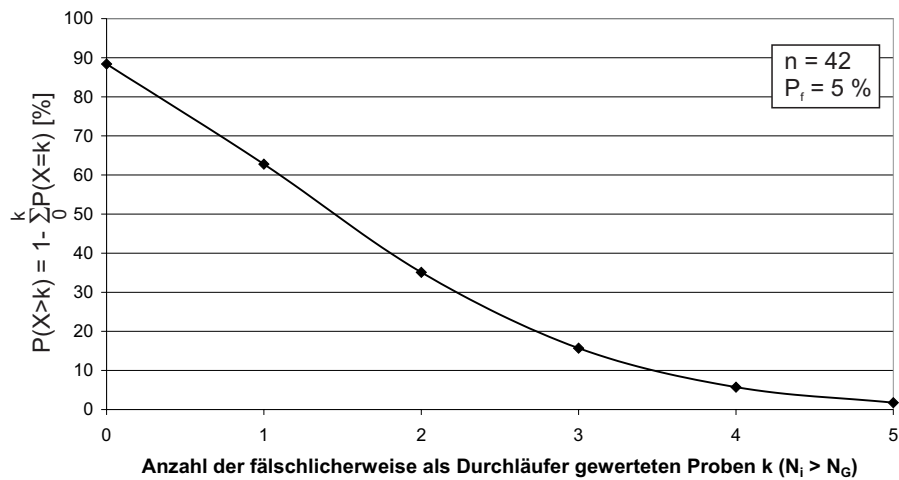


Abbildung 27: Ereigniswahrscheinlichkeit bei den Prüfungen mit der Resonanzprüfmaschine mindestens k Prüflinge in Abhängigkeit von ihrer Anzahl fälschlicherweise als Durchläufer gewertet zu haben

5.4 Ermittlungsgenauigkeit der Festigkeitsverteilung

Als Ergebnis einer Versuchsreihe erhält man den Lage- und den Streuparameter der Dauerfestigkeitsverteilung der getesteten Proben. Eine Versuchsreihe kann im Sinne der Stochastik als Stichprobe aus der Grundgesamtheit aller Bauteile angesehen werden. Zur Unterscheidung der Ergebnisparameter einer Versuchsreihe von denen der Grundgesamtheit, werden sie im Exponenten mit SP (Stichpro-

be) gekennzeichnet. Unabhängig von der zugrundegelegten Verteilungsfunktion bieten sich folgende zwei Parameter³⁹ zur Beschreibung eines Versuchsergebnisses an:

Lageparameter: \bar{L}^{SP} = mittlere Dauerfestigkeit ($P_A = 50\%$)
 Streuparameter: s_L^{SP} = Standardabweichung (d. jew. Vertfkt.)

Die Parameter der Grundgesamtheit, gekennzeichnet durch GG (Grundgesamtheit) im Exponenten, werden aus denen der Stichprobe abgeschätzt:

$$\bar{L}^{GG} \cong \bar{L}^{SP} \quad (120)$$

$$s_L^{GG} \cong s_L^{SP} \quad (121)$$

Die Gleichheit beider Ausdrücke ist nur für den Fall gegeben, dass der Stichprobenumfang n dem Umfang der Grundgesamtheit N entspricht. Im allgemeinen gilt aber $n \ll N$.

Für eine aussagekräftige Bewertung der Versuchsergebnisse ist die Kenntnis der möglichen Abweichung der Grundgesamtheit von der Stichprobe erforderlich.

Formelmäßig lässt sich dies durch folgende Gleichungen ausdrücken:

$$\bar{L}^{GG} = \bar{L}^{SP} \pm \Delta \bar{L} \quad (122)$$

$$s_L^{GG} = s_L^{SP} \pm \Delta s_L \quad (123)$$

Die Ermittlung der Dauerfestigkeitsgrenze erfolgt im Übergangsbereich der Wöhlerkurve. Dort ist, im Gegensatz zum Zeitfestigkeitsgebiet, nicht mehr die Lebensdauer der Probe (kontinuierliches Merkmal) an sich relevant, sondern nur noch, ob die Lebensdauer der Probe begrenzt oder unbegrenzt ist (diskretes Merkmal). Die Durchführung eines Versuches auf einem Lasthorizont im Übergangsbereich lässt sich durch das stochastische Modell des Ziehens einer

³⁹Diese Darstellung gilt unabhängig davon, ob das Lastmerkmal linear oder logarithmisch geteilt ist.

Stichprobe aus einer dichotomen Urne abstrahieren.

Das stochastische Ereignis, das dabei von Interesse ist, lässt sich wie folgt definieren:

Vor dem Erreichen der Grenzlastspielzahl tritt das Versagenskriterium ein (Bruch).

Dementsprechend lautet das Gegenereignis:

Vor dem Erreichen der Grenzlastspielzahl tritt das Versagenskriterium nicht ein (Durchläufer).

Die mit Sicherheit gerechtfertigte Annahme, dass der Bruch einer Probe unabhängig von der Anzahl der bereits gebrochenen Proben ist, lässt die Vereinfachung des stochastischen Modells zum Ziehen mit Zurücklegen zu.

Zur Beschreibung des Versuchsergebnisses im Übergangsgebiet kann daher die Binomialverteilung herangezogen werden.

Allgemein gilt die Wahrscheinlichkeit bei n Ziehungen mit Zurücklegen aus einer Urne genau k Kugeln mit einem bestimmten Merkmal, dessen Auftretenswahrscheinlichkeit P beträgt, herauszuziehen, berechnet sich zu [Sac99, Eng87, DM87, Bar97]:

$$P(X = k) = \binom{n}{k} P^k (1 - P)^{n-k} \quad (124)$$

In Anwendung auf diesen Fall tritt mit dem oben definierten Ereignis, das Eintreten des Merkmals *Bruch*, an die Stelle der Auftretenswahrscheinlichkeit P in Gleichung 124 die Ausfallwahrscheinlichkeit P_A nach Kapitel 4.3.1.

$$P(X = k) = \binom{n}{k} P_A^k (1 - P_A)^{n-k} \quad (125)$$

Nach Gleichung 88 wird die Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,i}$ für einen Lasthorizont aus dem Verhältnis der Brüche zum Stichprobenumfang

ermittelt. Dieser Wert wird auch als Schätzwert für die Grundgesamtheit verwendet (Punktschätzung).

$$P_{A,i}^{GG} = P_{A,i}^{SP} \quad (126)$$

Tatsächlich wird $P_{A,i}^{GG}$ um einen bestimmten Betrag von $P_{A,i}^{SP}$ verschieden sein. Dieser Betrag lässt sich durch ein Vertrauensintervall eingrenzen. Die Größe dieses Vertrauensintervalls hängt wiederum von der Wahrscheinlichkeit ab, mit der $P_{A,i}^{GG}$ in diesem Intervall liegen soll. Üblicherweise wird dafür in der induktiven Statistik das 95%-Vertrauensintervall in Anlehnung an das Signifikanzniveau bei Hypothesentests verwendet [Eng87].

$$P_{A,i,u} \leq P_{A,i}^{GG} \leq P_{A,i,o} \quad (127)$$

mit:

$P_{A,i,u}$ = untere Intervallgrenze

$P_{A,i,o}$ = obere Intervallgrenze

Für große Stichprobenumfänge ($n \cdot P_A \cdot (1 - P_A) > 9$) kann, ausgehend von der im Experiment ermittelten Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,i}^{SP}$, das Vertrauensintervall näherungsweise durch die Ungleichung 128 angegeben werden [Eng87, DM87]:

$$P_{A,i}^{SP} - \Delta P_{A,i,u} \leq P_{A,i}^{GG} \leq P_{A,i}^{SP} + \Delta P_{A,i,o} \quad (128)$$

$$P_{A,i}^{SP} - z \sqrt{\frac{P_{A,i}^{SP}(1 - P_{A,i}^{SP})}{n}} \leq P_{A,i}^{GG} \leq P_{A,i}^{SP} + z \sqrt{\frac{P_{A,i}^{SP}(1 - P_{A,i}^{SP})}{n}}$$

mit:

$\Delta P_{A,i,u}$ = unterer Streubereich von $P_{A,i}^{GG}$

$\Delta P_{A,i,o}$ = oberer Streubereich von $P_{A,i}^{GG}$

n = Stichprobenumfang

z = 1,96 für 95%-Vertrauensintervall

Für einen Stichprobenumfang von nur 10 Proben wird die oben genannte Voraussetzung nicht erfüllt. Eine analytische Bestimmung der Intervallgrenzen ist somit nicht möglich. Die numerische Ermittlung, die für kleinere Stichprobenumfänge notwendig ist, liefert dafür die exakten Grenzen des Intervalls. $P_{A,i,u}$ erhält man durch Iteration von Gleichung 129 bzw. $P_{A,i,o}$ durch die Iteration von Gleichung 130 [Eng87].

Untere Intervallgrenze:

$$P(X \leq n \cdot P_{A,i}^{SP}) = \sum_{X=0}^{n \cdot P_{A,i}^{SP}} b(P_{A,i,u}, X) = 0,025 \quad (129)$$

Obere Intervallgrenze:

$$P(X \geq n \cdot P_{A,i}^{SP}) = \sum_{X=n \cdot P_{A,i}^{SP}}^n b(P_{A,i,o}, X) = 0,025 \quad (130)$$

In Abbildung 28 sind die Grenzen des 95%-Vertrauensintervalls für einen Stichprobenumfang von $n = 10$ eingetragen. Man kann gut erkennen, dass die Streubereiche $\Delta P_{A,i,u}$ und $\Delta P_{A,i,o}$ deutlich von $P_{A,i}^{SP}$ abhängig sind. Oberer und unterer Streubereich haben meist auch unterschiedliche Werte. Besonders deutlich wird dies für extreme Ausfallwahrscheinlichkeiten nahe 1 bzw. 0. Die Vertrauensgrenzen von $P_{A,i}^{GG}$ müssen daher für jede ermittelte Ausfallwahrscheinlichkeit berechnet werden.

Die aus der Statistik kommenden Unsicherheiten bei der Ermittlung von $P_{A,i}^{GG}$ beeinflussen die Ermittlungsgenauigkeit von \bar{L} und s_L . Zur Bewertung des Einflusses bieten sich folgende Parameter an:

$$\gamma_L = \frac{\bar{L}_{max} - \bar{L}_{min}}{\bar{L}} \quad (131)$$

$$\gamma_s = \frac{s_{L,max} - s_{L,min}}{s_L} \quad (132)$$

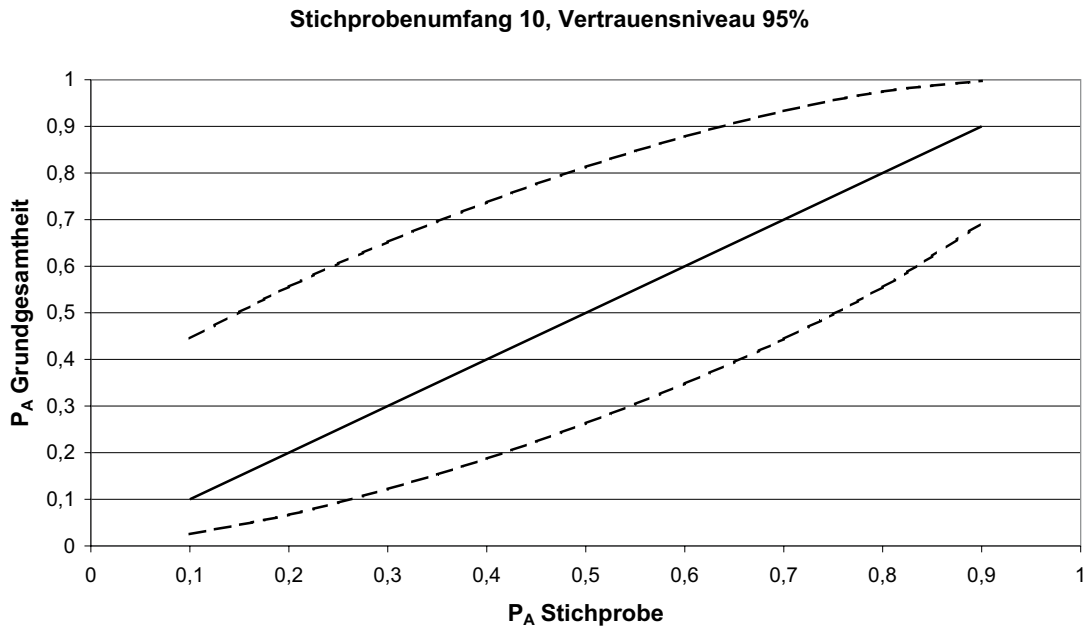


Abbildung 28: Grenzen des 95%-Vertrauensintervalls für einen Stichprobenumfang von $n = 10$

mit:

- γ_L = relative Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters
- γ_s = relative Ermittlungsgenauigkeit des Streuparameters
- \bar{L}_{max} = obere Streugrenze des Lageparameters
- \bar{L}_{min} = untere Streugrenze des Lageparameters
- \bar{L} = experimentell ermittelter Wert des Lageparameters
- $s_{L,max}$ = obere Streugrenze des Streuparameters
- $s_{L,min}$ = untere Streugrenze des Streuparameters
- s_L = experimentell ermittelter Wert des Streuparameters

Die Gleichungen 122 und 123 können dann folgendermaßen umgeschrieben werden:

$$\bar{L}^{GG} = \bar{L}^{SP} \cdot \left(1 \pm \frac{\gamma_L}{2}\right) \quad (133)$$

$$s_L^{GG} = s_L^{SP} \cdot \left(1 \pm \frac{\gamma_s}{2}\right) \quad (134)$$

Die Werte für γ_L und γ_s , die sich aus den Vertrauensintervallen der einzelnen Lasthorizonte ergeben, hängen von der Verteilungsfunktion ab, die man zugrundelegt. Nach Kapitel 4.3.3 ist im Bereich $10\% \leq P_A \leq 90\%$ der Unterschied zwischen den vier untersuchten Verteilungsfunktionen sehr gering. Daher wird an dieser Stelle die Ableitung von γ_L und γ_s aus dem Streubereich der Ausfallwahrscheinlichkeiten exemplarisch nur für die Logitverteilung durchgeführt. Diese Verteilung bietet sich an, da diese symmetrisch zum Mittelwert ist und die Überführung der Ausfallwahrscheinlichkeit P_A in die standardisierte Merkmalsgröße u durch den genannten mathematischen Zusammenhang rechnerunterstützt leicht möglich ist. Dies vereinfacht die analytische Berechnung von γ_L und γ_s .

Zur Veranschaulichung des Einflusses des Vertrauensbereiches auf die Auswertung der Versuchsergebnisse, ist in Abbildung 29 die Festigkeitsgerade mit der Streuung der Versuchsreihe mit dem Basisdüsen-design, normiert auf die mittlere Dauerfestigkeit basierend auf der Logitverteilung, sowie die Grenzen des 95%-Intervalls aus Abbildung 28 bei logarithmischer Merkmalsteilung graphisch dargestellt.

Die Ermittlung der Dauerfestigkeitsverteilung einer Versuchsreihe in dieser Arbeit erfolgte überwiegend durch zwei Lasthorizonte repräsentiert durch die beiden Punkte $P_1(L_1; P_{A,1})$ und $P_2(L_2; P_{A,2})$. Dementsprechend wird im Folgenden die Ermittlungsgenauigkeit auch für Versuchsreihen mit zwei Lasthorizonten abgeleitet. Die Verteilung der Dauerfestigkeit im Wahrscheinlichkeitsnetz der Logitverteilung bildet eine Gerade. Diese wird durch die beiden Punkte $P_1(L_1; u_1)$ und $P_2(L_2; u_2)$ bestimmt, wobei u_i nach Gleichung 95 aus $P_{A,i}$ gebildet wurde. Auch die Extremwerte der standardisierten Merkmalsgröße u lassen sich von dieser Gleichung ableiten.

$$u_{i,o} = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \cdot \ln \frac{P_{A,i,o}}{1 - P_{A,i,o}} \quad (135)$$

$$u_{i,u} = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \cdot \ln \frac{P_{A,i,u}}{1 - P_{A,i,u}} \quad (136)$$

$$\Delta u_{i,o} = u_{i,o} - u_i \quad (137)$$

$$\Delta u_{i,u} = u_i - u_{i,u} \quad (138)$$

mit: $i = 1, 2$

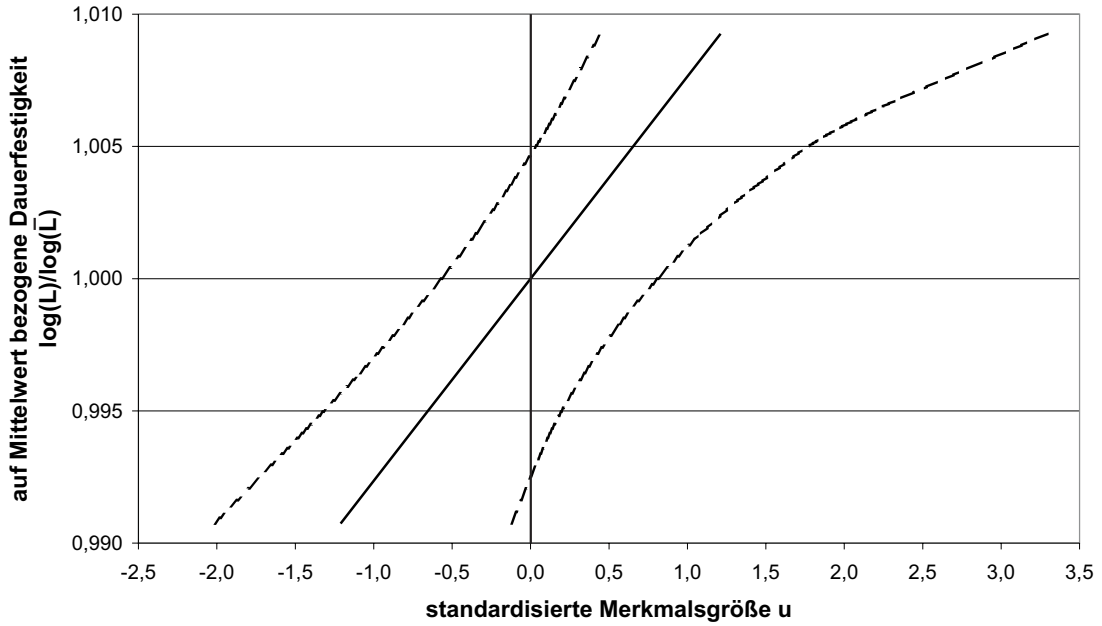


Abbildung 29: Normierte Dauerfestigkeitsverteilung mit den Grenzen des 95%-Vertrauensintervalls für einen Stichprobenumfang von $n = 10$

5.4.1 Lageparameter

Den Wert der mittleren Dauerfestigkeit als Lageparameter der Verteilung, erhält man an der Stelle der Dauerfestigkeitsgeraden für den die standardisierte Merkmalsgröße u Null wird. Nach der Zwei-Punkt-Formel der Geradengleichung [Bar97] erhält man den Lageparameter \bar{L} aus den beiden Punkten durch:

$$\bar{L} = L_1 - u_1 \cdot \frac{L_2 - L_1}{u_2 - u_1} \quad (139)$$

Durch den statistisch bedingten Streubereich von u kann die Dauerfestigkeitsgerade zwei Extrempositionen annehmen, die zu den Extremwerten von \bar{L} führen. Je nach Lage der beiden Lasthorizonte müssen zur Berechnung von γ_L vier Fälle unterschieden werden:

1. $u_{1,o} < 0$ und $u_{2,u} > 0$
2. $0 < u_{1,o} < u_{2,u}$
3. $u_{1,o} < u_{2,u} < 0$
4. $u_{1,o} > u_{2,u}$

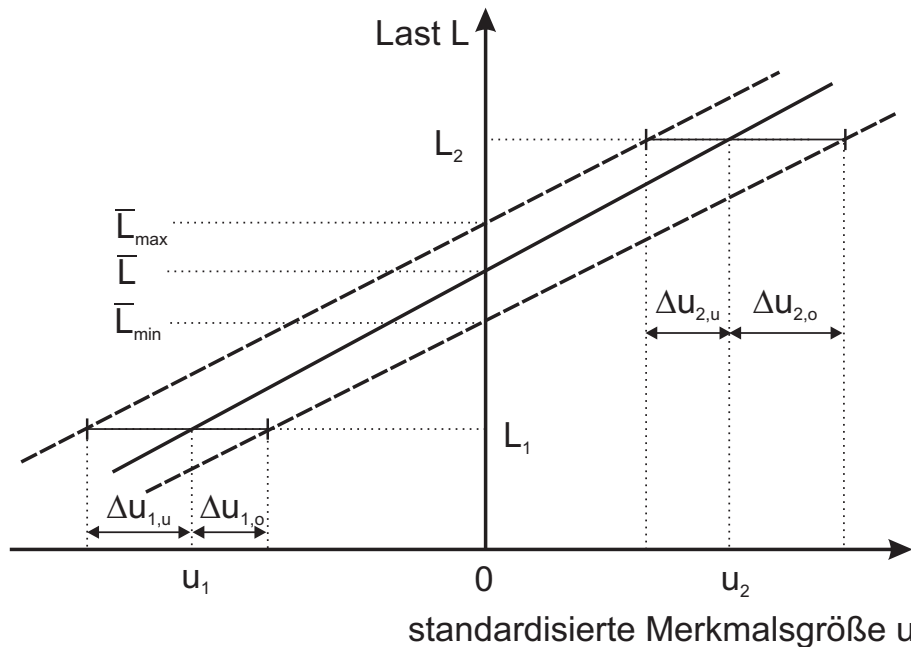


Abbildung 30: Bestimmung der Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters

In Abbildung 30 ist Fall 1 graphisch anschaulich gemacht. Es wird deutlich, dass die Ermittlungsgenauigkeit γ_L von der Steigung der Geraden, also von der Streuung s_L abhängig ist. Einen dimensionslosen Wert von γ_L bekommt man, wenn in die Berechnung das Verhältnis aus Streuung- und Lageparameter s_L/\bar{L} eingeht. Die Ermittlungsgenauigkeit γ_L ergibt sich dann abhängig von den vier Fällen zu:

Fall 1 ($u_{1,o} < 0$ und $u_{2,u} > 0$):

$$\gamma_L = \frac{s_L}{\overline{L}} \cdot \frac{(u_1 - \Delta u_{1,u}) \cdot (u_2 - u_1)}{(u_2 - \Delta u_{2,u}) - (u_1 - \Delta u_{1,u})} - \frac{s_L}{\overline{L}} \cdot \frac{(u_1 + \Delta u_{1,o}) \cdot (u_2 - u_1)}{(u_2 + \Delta u_{2,o}) - (u_1 + \Delta u_{1,o})} \quad (140)$$

Fall 2 ($0 < u_{1,o} < u_{2,u}$):

$$\gamma_L = \frac{s_L}{\overline{L}} \cdot \frac{(u_1 - \Delta u_{1,u}) \cdot (u_2 - u_1)}{(u_2 - \Delta u_{2,u}) - (u_1 - \Delta u_{1,u})} - \frac{s_L}{\overline{L}} \cdot \frac{(u_1 + \Delta u_{1,o}) \cdot (u_2 - u_1)}{(u_2 - \Delta u_{2,u}) - (u_1 + \Delta u_{1,o})} \quad (141)$$

Fall 3 ($u_{1,o} < u_{2,u} < 0$):

$$\gamma_L = \frac{s_L}{\overline{L}} \cdot \frac{(u_1 + \Delta u_{1,o}) \cdot (u_2 - u_1)}{(u_2 - \Delta u_{2,u}) - (u_1 + \Delta u_{1,o})} - \frac{s_L}{\overline{L}} \cdot \frac{(u_1 + \Delta u_{1,o}) \cdot (u_2 - u_1)}{(u_2 + \Delta u_{2,o}) - (u_1 + \Delta u_{1,o})} \quad (142)$$

Fall 4 ($u_{1,o} > u_{2,u}$):

$$-\infty \leq \gamma_L \leq +\infty \quad (143)$$

Fall 4 ist als Sonderfall anzusehen, der leider zugleich den größten Teil an Kombinationen von $P_{A,1}$ und $P_{A,2}$ einnimmt. Bei einer derartigen Konstellation der sich ergebenden Ausfallwahrscheinlichkeiten kann die mittlere Dauerfestigkeit und damit γ_L innerhalb des 95%-Vertrauensintervalls aufgrund der Überlappung beider Vertrauensbereiche theoretisch jeden beliebigen Wert annehmen. Für diesen Bereich kann daher keine Ermittlungsgenauigkeit angegeben werden. Gegen die Verwendung eines Versuchsergebnisses der Zusammensetzung von Fall 4 für eine Auswertung spricht grundsätzlich nichts. Zu

beachten ist dann, dass sich durch die statistische Streuung der Versuchsergebnisse sogar eine Umkehr des Trends ergibt, der zu einer negativen Steigung und damit das gesamte Modell der Festigkeitsverteilung ad absurdum führt.

In Abbildung 31 ist γ_L für einen Stichprobenumfang von $n = 10$, dem Verhältnis von $s_L/\bar{L} = 0,11$ (Ergebnis der Versuchsreihe des Basisidüsensdesigns bei linearer Merkmalsteilung; Kapitel 5.3) und allen möglichen Kombinationen von $P_{A,1}$ und $P_{A,2}$ eingetragen. Nur vier Kombinationen führen bei einem Stichprobenumfang von 10 und einem Konfidenzniveau von 95 % immer zu einem sinnvollen Wert der mittleren Dauerfestigkeit (Fälle 1 bis 3). Die Ermittlungsgenauigkeit liegt dann zwischen 19 % und 76 %. Erwartungsgemäß sinkt γ_L je weiter die beiden Punkte P_1 und P_2 auseinander liegen. Für den in den Versuchen angestrebten Bereich von $10 \% \leq P_{A,1} \leq 20 \%$ und $80 \% \leq P_{A,2} \leq 90 \%$ liegt der Wert von γ_L in der Größenordnung von 20 %.

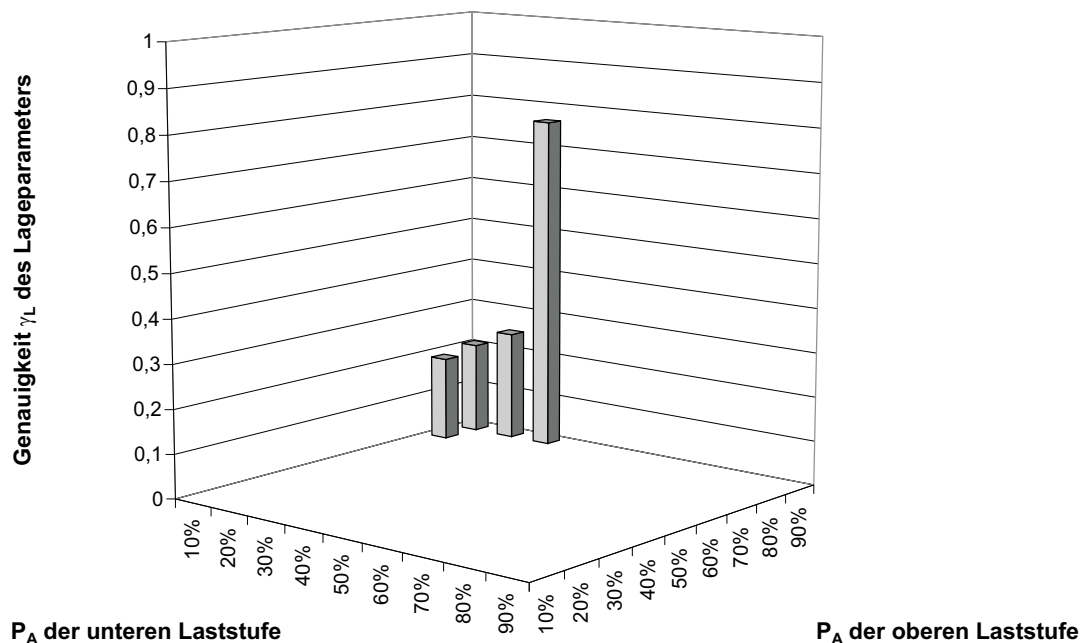


Abbildung 31: Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters für die Logitverteilung in Abhängigkeit von den Ausfallwahrscheinlichkeiten der Versuchsergebnisse

5.4.2 Streuparameter

Die Streuung lässt sich als die Steigung der Festigkeitsverteilung im Wahrscheinlichkeitsnetz graphisch interpretieren. In der Darstellung von Abbildung 32 ist die Streuung s_L um so größer, je steiler die Gerade ist. Die Extremwerte von s_L erhält man durch jeweils gegenseitig verschobene Vertrauensintervalle⁴⁰.

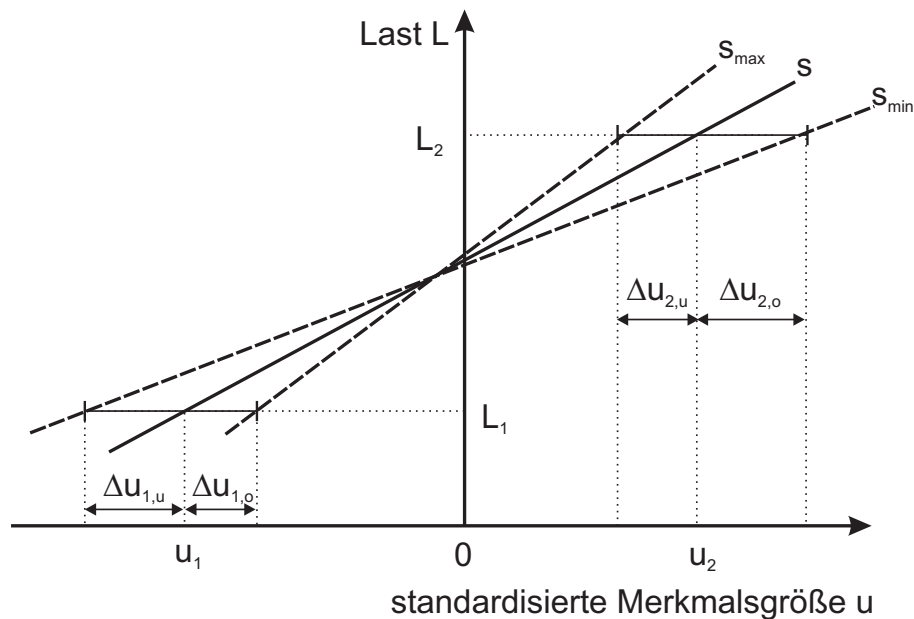


Abbildung 32: Bestimmung der Ermittlungsgenauigkeit des Streuparameters am Beispiel der Logitverteilung

Nach der Bestimmungsgleichung für die Steigung einer Geraden [Bar97] erhält man die Streuung s_L aus:

$$s_L = \frac{L_2 - L_1}{u_2 - u_1} \quad (144)$$

Nach Gleichung 132 und 144 erhält man die Ermittlungsgenauigkeit der Streuung s_L aus:

⁴⁰Eine Einteilung in unterschiedliche Kombinationsfälle von Versuchsergebnissen ist hier nicht notwendig.

$$\gamma_s = \frac{u_2 - u_1}{(u_2 - \Delta u_{2u}) - (u_1 + \Delta u_{1o})} - \frac{u_2 - u_1}{(u_2 + \Delta u_{2o}) - (u_1 - \Delta u_{1u})} \quad (145)$$

In Abbildung 33 ist s_L für einen Stichprobenumfang von $n = 10$ und allen möglichen Kombinationen von $P_{A,1}$ und $P_{A,2}$ eingetragen. Erst für große Abstände beider Lasthorizonte ($P_{A,2} - P_{A,1} \approx 70\%$) ergeben sich positive Werte für s_L . Die Kombinationen, für die sich unrealistische, weil negative Steigungen ergeben, entsprechen erwartungsgemäß dem Fall 4 von Kapitel 5.4.1.

Aber selbst in den Bereichen, in denen sich realistische, also positive Werte für s_L ergeben, könnte die Streuung um mehrere Vielfache falsch abgeschätzt werden. Besonders fällt der Extremwert bei $P_{A,1} = 30\%$ und $P_{A,2} = 90\%$ mit $\gamma_s = 16,4$ auf.

Es empfiehlt sich daher, den aus einer Versuchsreihe ermittelten Streuwert nicht einzeln als absolut gültig zu betrachten, sondern vielmehr basierend auf Streuungen aller Versuchsreihen einen geeigneten Wert von s_L für alle Versuchsreihen festzulegen.

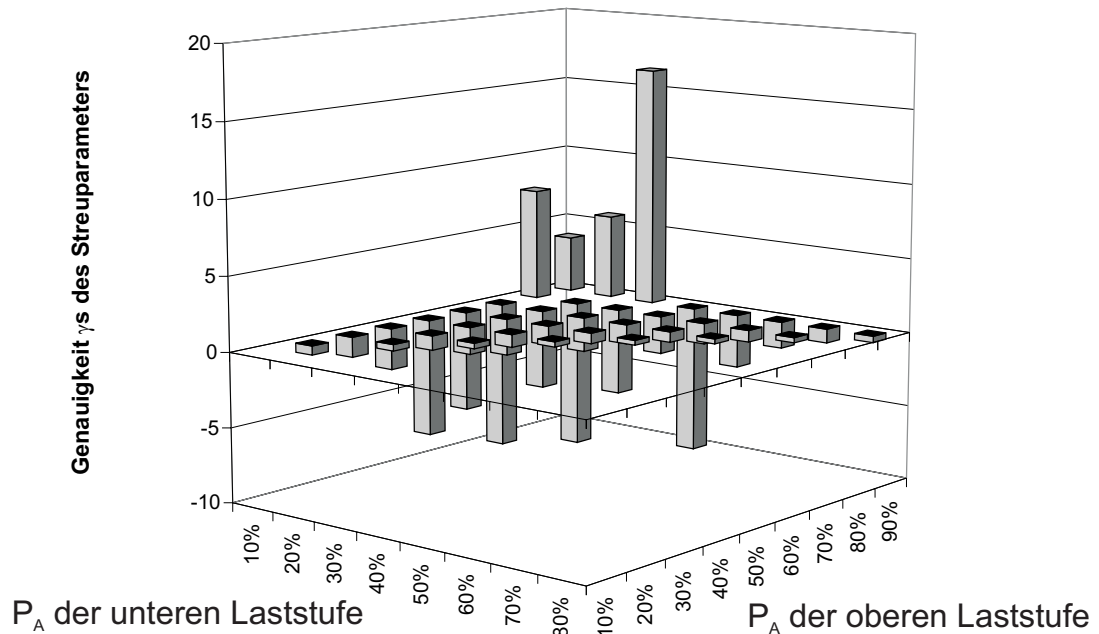


Abbildung 33: Ermittlungsgenauigkeit des Lageparameters für die Logitverteilung in Abhängigkeit von den Ausfallwahrscheinlichkeiten der Versuchsergebnisse

5.5 Einfluss der Streuung der Kerbgrundbeanspruchung auf die Dauerfestigkeit

Die statistische Verteilung der Bauteilfestigkeit rührt nicht nur aus der Streuung der Werkstofffestigkeit oder der der äußeren Belastungen. Die Streuung der Kerbgrundbeanspruchung σ_a und σ_m kann auch durch Geometrietoleranzen des Prüflings und des Prüfaufbaus bedingt sein.

Der Einfluss der Geometrietoleranzen auf die Kerbgrundbeanspruchung lässt sich durch FEM-Untersuchungen ermitteln. Die Streuung der Kerbgrundspannungen verursacht eine Streuung der dauerhaft ertragbaren Druckschwingbreite Δ_p . Als Maß zur Quantifizierung der Festigkeitsstreuung bietet sich daher an, die Standardabweichung der dauerhaft ertragbaren Druckschwingbreite s_{Δ_p} zu verwenden.

Durch geometrische Größen bedingte Parameter, die nach Gleichung

107 Einfluss auf die mittlere, dauerhaft ertragbare Druckschwingbreite Δp haben, sind die Formzahl $K_{t,p}$ und die Unterspannung σ_u .

$$\Delta p = \frac{2 \cdot \sigma_a(\sigma_u)}{K_{t,p}} \quad (146)$$

Die Prüflingsgeometrie selbst wirkt sich auf die Formzahl $K_{t,p}$ und auch auf die Unterspannungen σ_u im Kerbgrund aus. Die zur Verschraubung der Prüflinge notwendigen Bauteile wirken sich auf die axiale Vorspannung L_{ax} und damit ebenfalls auf die Unterspannung σ_u aus.

Die Streuung der Montagebedingungen wie Anzugsdrehmoment, Gewindereibung oder Spannmuttersteifigkeit, lassen sich zur Streuung der Axialkraft zusammenfassen. Aus den die Geometrie des Spickels bestimmenden Faktoren lassen sich mit Methoden der statistischen Versuchsplanung (DoE) nur diejenigen herausfiltern, die signifikanten Einfluss auf die ertragbaren Spannungen haben. Die quantitative Ermittlung der Einflüsse der Kerbgrundbeanspruchung auf die Druckschwingbreite reduziert sich dadurch auf sechs Parameter:

1. Axialkraft,
2. Kesselform,
3. Abstand Kerbgrund zur Einleitungsstelle von L_{ax} ,
4. Größe der Hochdruckbohrung,
5. Kesselgröße und
6. Verrundungsradius.

Die Gesamtstreuung der mittleren, dauerhaft ertragbaren Druckschwingbreite $s_{\Delta p}$ erhält man aus dem totalen Differential von Gleichung 146.

$$s_{\Delta p} = \sqrt{\sum_{i=1}^6 \left(\frac{\partial \Delta p}{\partial X_i} \right)^2 \cdot s_{X_i}^2} \quad (147)$$

mit X_i = (Toleranz-) Parameter

Der Wert der partiellen Ableitung $\partial\Delta p/\partial X_i$ wurde für jeden Parameter durch eine FE-Analyse bestimmt. Die Werte für die Streuung der einzelnen Geometriemaße s_{X_i} wurden der Qualitätskontrolle der laufenden Serienproduktion entnommen und spiegeln dadurch die tatsächlich zu erwartenden Streuungen wieder. Die Streuung der Axialkraft wurde meßtechnisch ermittelt.

In Abbildung 34 sind die Anteile der einzelnen Parameter an der Gesamtstreuung bezogen auf die mittlere Dauerfestigkeit⁴¹ graphisch dargestellt. Aufsummiert ergibt sich eine relative Streuung von $s_{\Delta p}/\Delta p = 2\%$. Da diese Streuung weit unter der Genauigkeit der Ermittlungsmethode der Dauerfestigkeit liegt, kann davon ausgegangen werden, dass die Toleranzeinflüsse der beteiligten Bauteile auf die Dauerfestigkeit vernachlässigbar sind. Hierzu erfolgt in Kapitel 6.2.1 aber noch eine nähere Untersuchung.

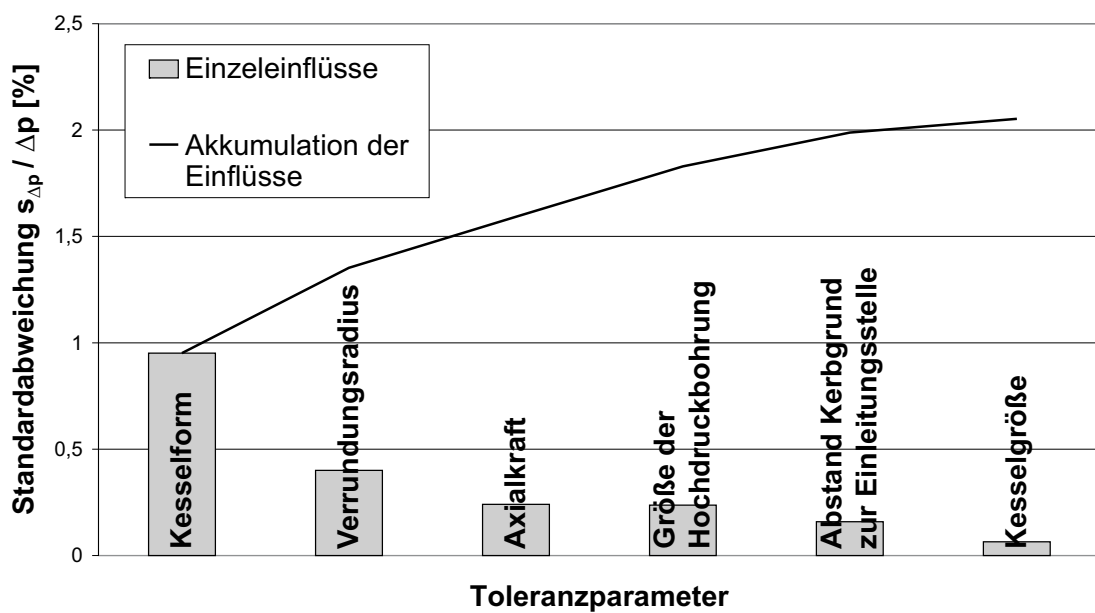


Abbildung 34: Einfluss der wichtigsten Toleranzparameter auf die mittlere dauerfest ertragbare Druckschwingbreite

⁴¹Basisdüsendesign nach Kapitel 5.3.

5.6 Spannungsanalyse

Zur Ermittlung der von den äußeren Lasten im Kerbgrund hervorgerufenen Spannungen, scheiden optische [BH93] und messtechnische Verfahren [Hof87] aufgrund der Unzugänglichkeit des hochbelasteten Querschnitts aus. Wegen der geringen Baugröße und der hohen Innendruckbelastung kann auch nicht auf Dehnmessstreifen zurückgegriffen werden.

Zur Spannungsanalyse eignet sich hier nur die rechnergestützte Methode der Finiten Elemente (FEM). Für diese Arbeit wurde das Berechnungsprogramm ANSYS mit folgenden Eingangsgrößen und Werkstoffkenndaten verwendet:

- linear-elastisches Werkstoffverhalten,
- Diskretisierungsmodell des Volumens: SOLID92,
- Diskretisierungsmodell der Bauteilverbindungen: CONTA174 und TARGE170,
- Elastizitätsmodul $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$ und
- Querkontraktionszahl $\nu = 0,3$.

Die Aufbringung der Axialkraft L_{ax} erfolgt als Flächenlast über die Dichtfläche und die Auflagefläche der Düsenschulter (siehe Abbildung 11). Die Innendruckbelastung L_p wird auf alle Innenflächen ausgenommen der Nadelführung aufgeprägt. Zwischen Nadel und Nadelführung bildet sich aufgrund des geringen Spaltmaßes von ca. $1 \mu\text{m}$ ein starkes Druckgefälle bis hinab zu wenigen *bar* aus. Dieser Tatsache wurde mit einer Druckänderung nach einem Potenzgesetz entlang der Nadelführung Rechnung getragen.

Die größten Spannungen aus der Druckbelastung treten an der Verschneidung zwischen Hochdruckbohrung und Hochdruckkessel auf (siehe Abbildung 37). Auch die Axialbelastung führt dort zu einer lokalen Kerbstelle.

Selbst an der Oberfläche bildet sich aufgrund der senkrecht zu ihr

wirkenden Druckbelastung ein dreiachsiger Spannungszustand aus. Legt man mit den Randbedingungen

Ursprung am höchsten belastete Stelle an der Oberfläche,
x-Achse senkrecht zur Oberfläche,
y-Achse senkrecht zur Symmetrieebene,

ein kartesisches Koordinatensystem fest, so stellt sich bei der FE-Analyse heraus, dass mit diesem Koordinatensystem bereits das Hauptachsensystem beschrieben wird.

Die FE-Analyse zeigt auch, dass die Lage des Hauptachsensystems unabhängig von der Druckbelastung L_p ist. Es bleibt somit während eines jeden Lastzykluses ortsfest. Dies erleichtert die Ermittlung einer Vergleichsspannung erheblich⁴².

Die Lage der Hauptspannungen am Spickel ist damit festgelegt:

S1: senkrecht zur Symmetrieebene,
S2: senkrecht zur Oberfläche (Betrag entspr. p),
S3: senkrecht zu S1 und S2.

Betrachtet man den Spannungsverlauf ausgehend vom Kerbgrund senkrecht in das Material hinein, so stellt man fest, dass die Spannungen an der Oberfläche am Größten sind und sich nach Innen hin verringern. Abbildung 35 kann der Wert des bezogenen Spannungsgradienten χ^* entnommen werden. Für beide Vergleichsspannungshypothesen ergibt sich in etwa der selbe Wert von $\chi^* = 2,4 \text{ mm}^{-1}$.

Die Berechnung der Kerbgrundspannung erfolgt nach Gleichung 83 aus den ideal-elastischen Formzahlen $K_{t,ax}$ und $K_{t,p}$ der beiden Lasten. Diese Werte werden aus der linearen Regression von Spannungsberechnungen gewonnen. In Abbildung 36 ist die Ermittlung von $K_{t,p}$ und $K_{t,ax}$ bzw. σ_u dargestellt. Für mehrere Beträge der Lasten wird die Vergleichsspannung an der am höchsten belasteten Stelle berechnet. Normalerweise genügt aufgrund des linearen Werkstoffverhaltens die Ermittlung von zwei Punkten. Weitere Punkte können aber zur Überprüfung der Rechenergebnisse verwendet werden. Die Ab-

⁴²Siehe Kapitel 4.2.7.

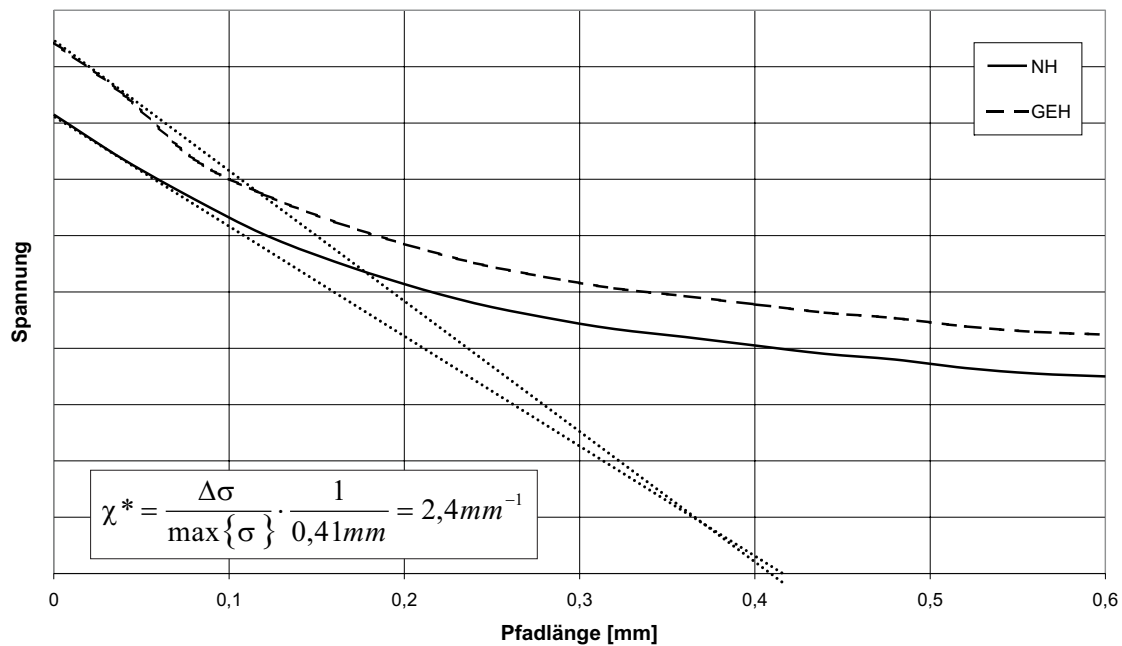


Abbildung 35: Ermittlung des bezogenen Spannungsgefälles am Spickel

weichung der berechneten Werte von denen durch die Regressionsrechnung ermittelten sind sehr klein und können auf Rundungsfehler zurückgeführt werden.

Für das Basisdüsendesign ergaben sich folgende Werte⁴³:

Vergleichsspannungshypothese	$K_{t,p}$	σ_u	χ^*
NH	4	242 N/mm ²	2,4 mm ⁻¹
GEH	5	240 N/mm ²	2,4 mm ⁻¹

Tabelle 8: Ergebnis der Spannungsanalyse des Basisdüsendesigns

Strenggenommen ist diese Vorgehensweise nur für den uniaxialen Fall, z. B. der ersten Hauptspannung, zulässig. Nach der elementaren Festigkeitslehre müssten bei der Berechnung mit Vergleichsspannungen Vergleichsmittel- und Vergleichsausschlagsspannungen getrennt ermittelt werden. Aber aus den in Kapitel 4.2.7 genannten Gründen

⁴³ Die Werte von $K_{t,p}$ mussten aus Datenschutzgründen auf eine Stelle gerundet werden.

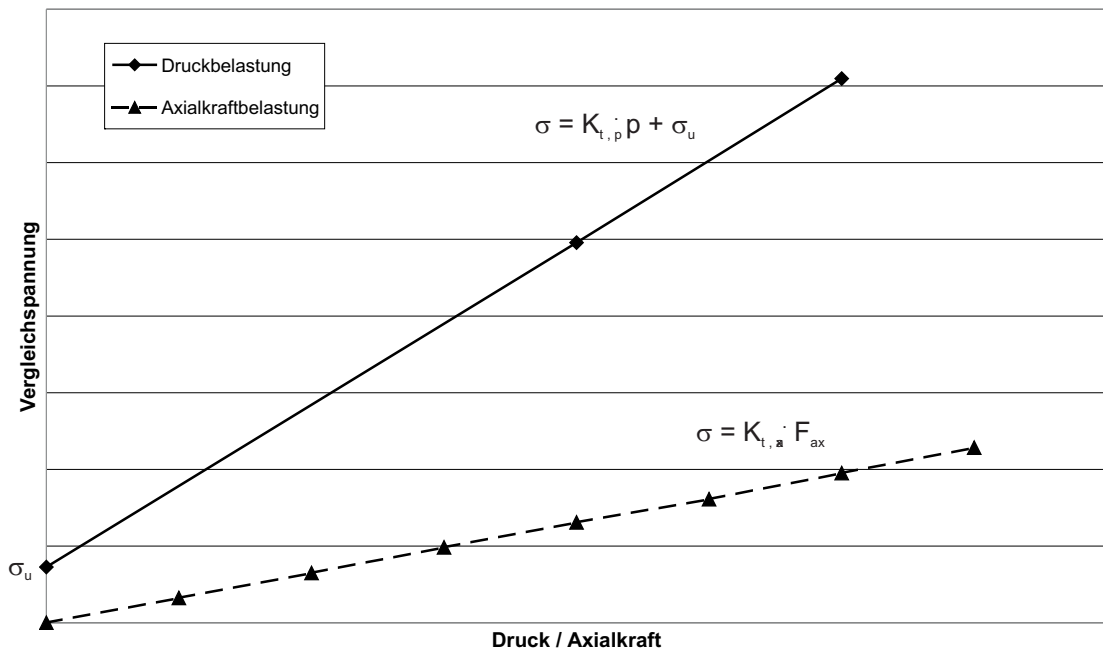


Abbildung 36: Ermittlung der linear-elastischen Formzahlen

ist das zuvor beschriebene Vorgehen in diesem Fall auch für die Vergleichsspannung nach der GEH möglich, auch wenn es nicht dem Sinn des von Mises Kriteriums entspricht.

Dabei muss allerdings auf eine Besonderheit der Vergleichsspannungshypothese eingegangen werden. Per Definition lässt die GEH nur positive Werte für die Vergleichsspannung zu. Für einige Düsengeometrien treten aber während eines Lastspiels sowohl Zug- als auch Druckspannungen auf. Der Betrag einer Vergleichsspannung erhält daher ein negatives Vorzeichen, sobald für den Lastfall in einer Hauptspannungsrichtung Druckspannungen dominant sind.

Die Berechnung des Oberflächenspannungsintegrals I_A wurde mit dem FE-Programm ABAQUS durchgeführt, wobei auf die in [DTB04] vorgeschlagene Methode zurückgegriffen wurde. Für die Vernetzung des Spickels und der Spritzlochverschneidung kamen quadratische Tetraederelemente C3D10M und für die Rohrprobe quadratische axialsymmetrische Elemente CAX8 zum Einsatz. Die FE-Netze sind in den Abbildungen 54 bis 56 im Anhang dargestellt.

Es ergaben sich abhängig vom Weibullexponenten κ folgende Werte:

Weibullexponent κ	I_A^{NH}	I_A^{GEH}
5	2,014	2,086
10	0,704	0,510
15	0,382	0,224
20	0,248	0,129
25	0,179	0,086
30	0,139	0,062
35	0,112	0,048
40	0,093	0,039
45	0,080	0,032
50	0,069	0,027

Tabelle 9: Oberflächenbezogene Spannungsintegrale I_A des Spickels

Das Vorgehen bei der Ermittlung der Kerbgrundspannung bei allen anderen untersuchten Geometrien war analog⁴⁴, wenngleich die Berechnung für die beiden Kerbfälle Spritzlocheinlaufkante und Rohrprobe mit ABAQUS durchgeführt wurde. Auch die Lage des Hauptachsensystems lässt sich durch die selben Randbedingungen bestimmen.

Vergleichsspannungshypothese	$K_{t,p}$	σ_u	χ^*
NH	4	0 N/mm ²	0,3 mm ⁻¹
GEH	4	0 N/mm ²	0,4 mm ⁻¹

Tabelle 10: Ergebnis der Spannungsanalyse der Rohrprobe

⁴⁴Die Werte von $K_{t,p}$ für die Rohrprobe mussten aus Datenschutzgründen auf eine Stelle gerundet werden.

Weibullexponent κ	I_A^{NH}	I_A^{GEH}
5	1711	1874
10	1385	1474
15	1224	1301
20	1112	1185
25	1024	1095
30	952	1021
35	889	958
40	835	902
45	787	853
50	744	809

Tabelle 11: Oberflächenbezogene Spannungsintegrale I_A der Rohrprobe

Vergleichsspannungshypothese	$K_{t,p}$	σ_u	χ^*
NH	0,63 MPa/N	0 N/mm^2	0,3 mm^{-1}
GEH	0,61 MPa/N	0 N/mm^2	0,4 mm^{-1}

Tabelle 12: Ergebnis der Spannungsanalyse der Spritzlochverschneidung

Weibullexponent κ	I_A^{NH}	I_A^{GEH}
5	0,03836	0,03436
10	0,00809	0,00544
15	0,00368	0,00207
20	0,00222	0,00112
25	0,00155	0,00074
30	0,00118	0,00054
35	0,00095	0,00043
40	0,00079	0,00035
45	0,00068	0,00029
50	0,00059	0,00025

Tabelle 13: Oberflächenbezogene Spannungsintegrale I_A der Spritzlochverschneidung

5.7 Fraktographie

Aus der Vielzahl der während der Tests gebrochenen Proben wurden immer wieder einige Exemplare entnommen und deren Bruchfläche geöffnet. In der anschließenden licht- und rasterelektronenmikroskopischen Analyse zeigte sich immer das selbe Bruchbild.

Der Riss startet an der Verschneidung der Hochdruckbohrung mit dem Kessel an der Bauteiloberfläche. Nach der FE-Analyse ist dort auch der Bereich mit den höchsten Belastungen. Von dort setzt sich der Riss als transkristalliner Schwingbruch entlang der Symmetrieebene, in der auch die höchste Hauptnormalspannung herrscht, fort (siehe Abbildung 37), erfasst den gesamten Spickelquerschnitt und tritt an der Dichtfläche an die Oberfläche. Auf der gegenüberliegenden Seite der Hochdruckbohrung bildet sich meist nach dem Durchtrennen des Spickelquerschnitts ein Sekundärriss, der sich ebenfalls bis zur Oberfläche fortsetzt. Der Riss ist dann deutlich an der Mantelfläche des Düsenbundes zu sehen.

Anhand der Schwingstreifen, die eine mittlere Breite von $2\text{ }\mu\text{m}$ aufweisen, und einer Querschnittslänge von ca. 20 mm , lässt sich der Anteil der Rissfortschrittsphase am Versagen der Probe auf 10^4 Lastwechsel schätzen.

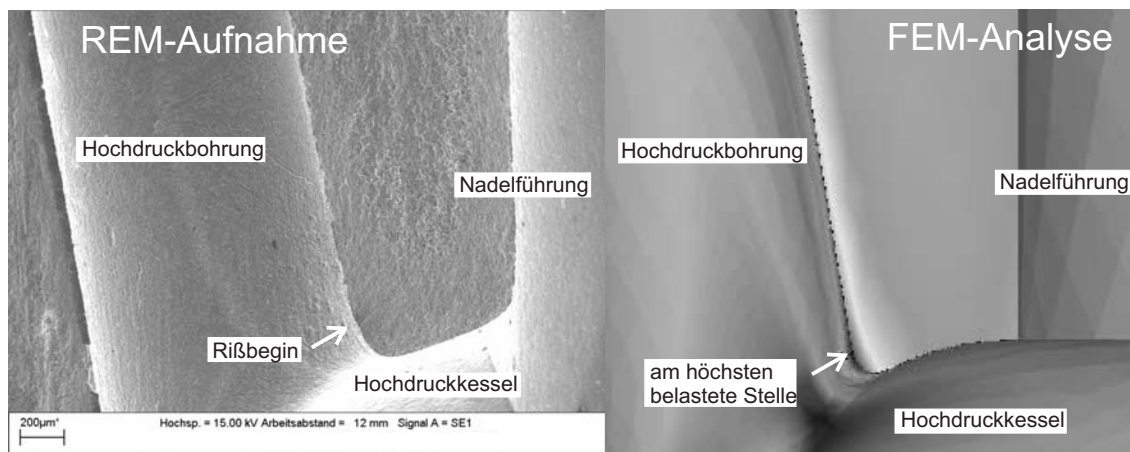


Abbildung 37: Spannungsanalyse und Fraktographie im Spickelbereich (Ebene der größten Hauptspannung)

Ohne bildliche Hinterlegung sei noch vermerkt, dass auch der Bruchausgang aller anderen Kerbgeometrien an der rechnerisch am höchsten belasteten Stelle zu finden ist und sich der Riss jeweils in der Ebene der ersten Hauptspannung fortpflanzt.

6 Diskussion der Ergebnisse

6.1 Auswertung der Versuchsergebnisse

6.1.1 Mittelspannungsempfindlichkeit bei niedrigen Mittellasten

Zur Übertragung der Dauerfestigkeitskennwerte auf andere Lastzustände muss die Abnahme der mittleren, dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude σ_a mit zunehmender Mittelspannung σ_m formelmäßig beschrieben werden:

$$\sigma_a = f(\sigma_m) \quad (148)$$

In Kapitel 4.2.2 wurden hierzu zwei lineare, zwei hyperbolische und ein parabolischer Ansatz vorgestellt. Die Ergebnisse der fünf Versuchsreihen, die zur Auswertung des Mittelspannungseinflusses zur Verfügung stehen, sind in Abbildung 38 dargestellt. Die dazugehörigen Einzelwerte sind Tabelle 51 im Anhang zu entnehmen.

Obwohl mit den Versuchen ein weites Feld an Mittelspannungen abgedeckt wird, macht es die Streuung des Datenmaterials schwierig, im Vorfeld anhand der Lage der Datenpunkte eine Aussage zu treffen, welcher der fünf Ansätze den Verlauf der Versuchsergebnisse am besten beschreibt. Dies ist nur durch eine mathematische Analyse möglich.

Hingegen kann man entnehmen, dass der Charakter der Funktion zur Beschreibung des Mittelspannungseinflusses unabhängig davon ist, ob die Vergleichsspannung nach der NH oder der GEH gebildet wird. Wenn nicht anders bezeichnet, beziehen sich daher alle Angaben dieses Kapitels auf nach der NH gebildete Werte.

Mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate lässt sich für jeden Ansatz die optimale Regression bestimmen. Um die Güte der einzelnen Ansätze beschreiben zu können, wurde auf den aus der

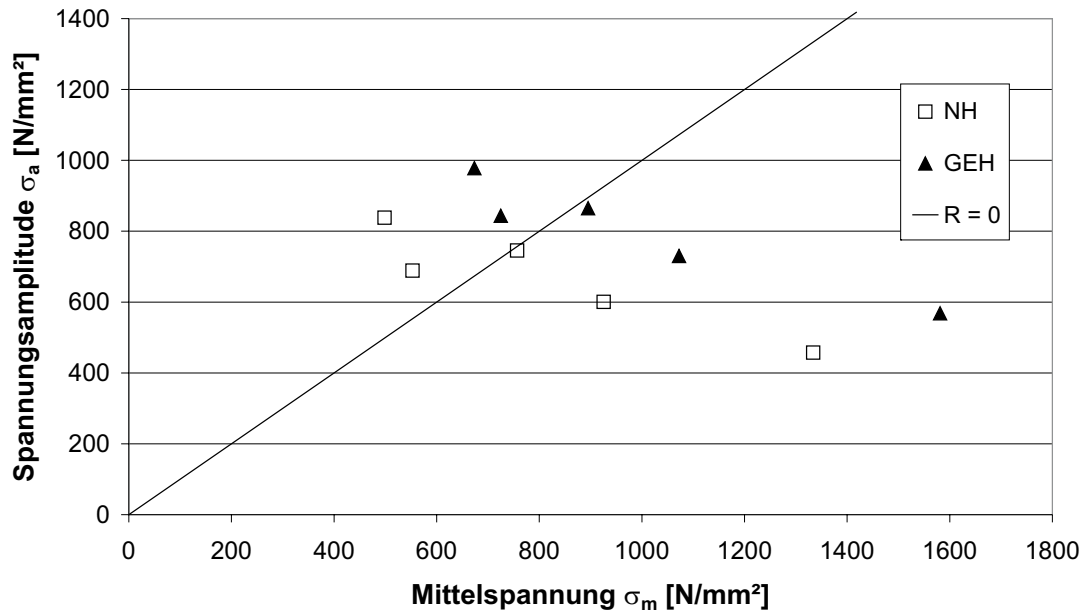


Abbildung 38: Versuchsergebnisse zur Untersuchung des Mittelspannungseinflusses dargestellt im Haigh-Diagramm

linearen Regressionsrechnung bekannte Bestimmtheitskoeffizient R^2 zurückgegriffen [BB01].

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^8 (\sigma_{a,i} - \hat{\sigma}_{a,i})^2}{\sum_{i=1}^8 (\sigma_{a,i} - \bar{\sigma}_{a,i})^2} \quad (149)$$

mit:

- $\sigma_{a,i}$ = mittlere, dauerhaft ertragbare Spannungsamplitude der Versuchsreihe i
- $\hat{\sigma}_{a,i}$ = nach der zugrundegelegten Formel berechneter Wert der Spannungsamplitude ($\hat{\sigma}_{a,i} = f(\sigma_{m,i})$)
- $\bar{\sigma}_{a,i}$ = Mittelwert der mittleren, dauerhaft ertragbaren Spannungsamplitude der Versuchsreihe i

Tabelle 14 enthält die zur Beschreibung der Bestimmungsgleichung der einzelnen Ansätze notwendigen Parameter, sowie den sich damit ergebenden Bestimmtheitskoeffizienten R^2 .

Ansatz nach	Gleichung	Parameter 1	Parameter 2	R^2
Goodman	(28)	$\frac{\sigma_a(\sigma_m=0)}{x \cdot R_m} = 0,40$	$\sigma_a(\sigma_m = 0) = 990$	0,852
Gerber	(29)	$\frac{\sigma_a(\sigma_m=0)}{(x \cdot R_m)^2} = 2,3 \cdot 10^{-4}$	$\sigma_a(\sigma_m = 0) = 839$	0,840
Haibach	-	$M = 0,82$	$\sigma_a(\sigma_m = 0) = 670$	0,791
Smith, Watson, Topper	(30)	$P_{SWT} = 985$	-	0,786
Bergmann	(31)	$P_{SWT} = 1087$	$k = 1,42$	0,829

Tabelle 14: Parameter der einzelnen Ansätze unter Zugrundelegung der NH

In Abbildung 39 sind die Versuchsergebnisse sowie die Kurvenverläufe der mathematischen Ansätze graphisch in einem Haigh-Diagramm zusammengefasst.

Durch die große Streuung der Versuchsergebnisse ergibt sich für keinen der untersuchten Ansätze ein zufriedenstellender Wert des Bestimmtheitskoeffizienten. Dies untermauert den optischen Eindruck der Funktion zur Beschreibung der Mittelspannungsempfindlichkeit keinen eindeutigen Charakter zuweisen zu können.

Im Bereich von $R_\sigma = 0$ sind die Unterschiede zwischen den einzelnen Ansätzen so gering, dass sie in der Streuung der Versuchsergebnisse untergehen. Für Spannungsverhältnisse die von Null differieren, werden die Unterschiede etwas deutlicher.

An der oberen Grenze des untersuchten Mittelspannungsbereiches bei $R \approx 0,5$ treffen die Vorschläge von GOODMAN und GERBER direkt auf das Versuchsergebnis. Die drei anderen Vorschläge liegen jedoch auch nur maximal 15 % davon entfernt. Bei reiner Wechselbeanspruchung wären die Unterschiede (bis zu 50 %) zwischen den Theorien eindeutig feststellbar, aber für nahezu mittelspannungsfreie

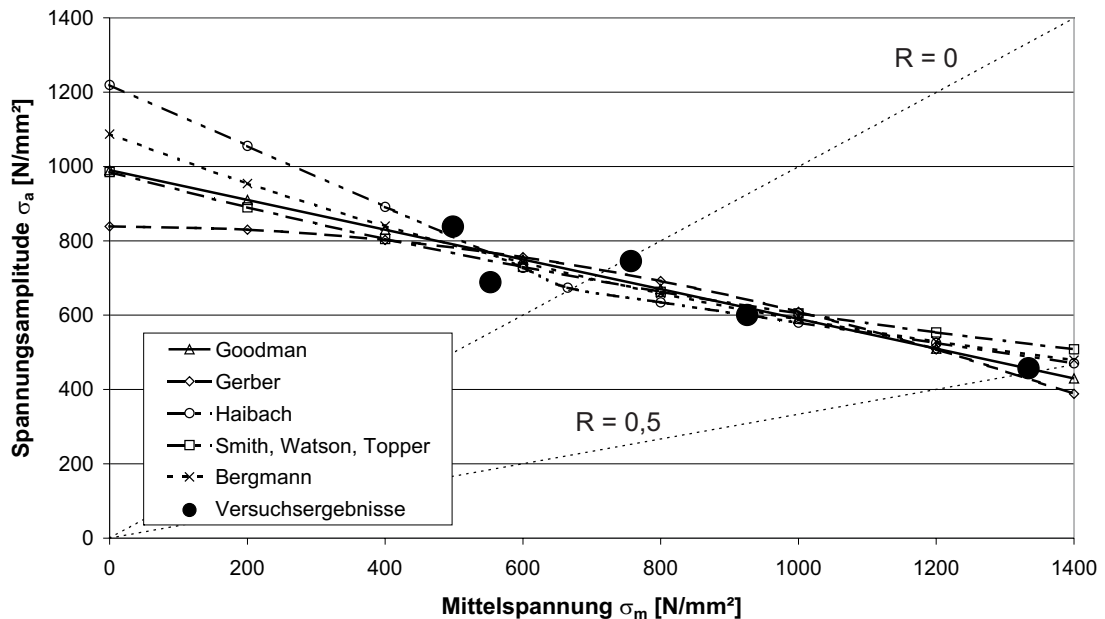


Abbildung 39: Vergleich der Ansätze zur mathematischen Beschreibung des Mittelspannungseinflusses dargestellt im Haigh-Diagramm

Belastungen liegen keine Versuchsergebnisse vor. Diese Lastzustände sind bei innendruckbeaufschlagten Bauteilen nicht zu erwarten, so dass hier weiterführende Erkenntnisse bezüglich des Festigkeitsverhaltens auch nicht unbedingt notwendig werden.

Zwischen den einzelnen Ansätzen lässt sich auf Grundlage des vorliegenden Datenmaterials schwer eine Unterscheidung treffen. Dafür liegen die R^2 -Werte zu dicht beieinander. Umgekehrt heißt das aber, dass die Ansätze als gleichwertig anzusehen sind und daher auch alle zur Beschreibung der Mittelspannungsempfindlichkeit verwendet werden können.

Am ehesten beschreibt auch für extreme Spannungsverhältnisse der Ansatz von GOODMAN den Mittelspannungseinfluss der Bauteile. Dies äußert sich auch durch den größten R^2 -Wert. Da sich ein linearer Zusammenhang mathematisch auch noch leichter handhaben lässt, wird zur Übertragung von Schwingfestigkeitskennwerten die Goodman-Gerade verwendet, wie es bei Nennspannungskonzepten

weit verbreitet ist.

Zur mathematischen Beschreibung kann für die Steigung der Geraden die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach SCHÜTZ (Gleichung 32) verwendet werden. Durch die Gleichungen 33 und 34 wurden zwei Methoden vorgeschlagen, den Wert von M anhand von Werkstoffkenngrößen abzuschätzen. Jedoch liegen die Werte von M , die sich für die einsatzgehärtete Düse ergeben, je nach zugrundegelegtem Ansatz weit auseinander.

MURAKAMI nach Gleichung 34:

$$M = \exp(0,0693 \cdot \frac{750HV}{1000} + 0,157) - 1 = 0,232$$

In die Berechnung nach der FKM-RICHTLINIE geht die Zugfestigkeit R_m ein. Dem Anwender stellt sich jedoch die Frage, welcher Wert von R_m einzusetzen ist. Die Zugfestigkeit des blindgehärteten Materials oder die Abschätzung für die einsatzgehärtete Randschicht, wie sie z. B. für die Berechnung des Oberflächeneinflusses vorgeschlagen wird. Dies wird von den Autoren der Richtlinie nicht eindeutig beantwortet.

FKM-RICHTLINIE nach Gleichung 33 mit der Zugfestigkeit des blindgehärteten Zustandes:

$$M = 0,35 \cdot 1350 \text{ N/mm}^2 \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,372$$

FKM-RICHTLINIE nach Gleichung 33 mit der Zugfestigkeit der einsatzgehärteten Randschicht:

$$M = 0,35 \cdot 3,3 \cdot 750HV \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,766$$

Nach der Bestimmungsgleichung der Goodman-Geraden ergibt sich aus dem vorliegenden Datenmaterial eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0,40$. Keiner der drei Ansätze liefert exakt diesen Wert. Das vollständige Bild erhält man nur, wenn man die Extremwerte der Eingangsgrößen Härte (von 700 HV bis 800 HV) und Zugfestigkeit des blindgehärteten Zustandes (von 1230 N/mm^2 bis 1470 N/mm^2) der einzelnen Berechnungen mit in Betracht zieht.

MURAKAMI:

$$M_{max} = \exp(0,0693 \cdot \frac{800HV}{1000} + 0,157) - 1 = 0,237$$

$$M_{min} = \exp(0,0693 \cdot \frac{700HV}{1000} + 0,157) - 1 = 0,228$$

FKM-RICHTLINIE mit R_m des blindgehärteten Zustandes:

$$M_{max} = 0,35 \cdot 1470 \text{ N/mm}^2 \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,414$$

$$M_{min} = 0,35 \cdot 1230 \text{ N/mm}^2 \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,330$$

FKM-RICHTLINIE mit R_m des randschichtgehärteten Zustandes:

$$M_{max} = 0,35 \cdot 3,3 \cdot 800HV \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,824$$

$$M_{min} = 0,35 \cdot 3,3 \cdot 700HV \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,708$$

Bestimmt man die Zugfestigkeit der Randschicht nicht nach der FKM-RICHTLINIE (Gleichung 22), sondern nach VELTEN (Gleichung 24), so liegen die Schätzwerte für M noch weiter vom Versuchsergebnis entfernt.

FKM-RICHTLINIE für R_m nach VELTEN:

$$M_{nom} = 0,35 \cdot (4,02 \cdot 750HV - 347) \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,834$$

$$M_{max} = 0,35 \cdot (4,02 \cdot 800HV - 347) \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,904$$

$$M_{min} = 0,35 \cdot (4,02 \cdot 700HV - 347) \cdot 10^{-3} - 0,10 = 0,763$$

Legt man die berechnete Mittelspannungsempfindlichkeit M als Steigung der Goodman-Geraden zugrunde, erhält man folgende Bestimmtheitskoeffizienten R^2 für das vorliegende Datenmaterial.

Gleichung für M	M	Wert für R_m	Härte $[HV]$	$\sigma_a^{NH}(\sigma_m = 0)$	R^2
Versuch	0,40	-	-	990	0,852
34 (Murakami)	0,23	-	750	855	0,704
34 (Murakami)	0,24	-	800	859	0,713
34 (Murakami)	0,23	-	700	852	0,697
33 (FKM)	0,37	1350 N/mm^2	-	968	0,849
33 (FKM)	0,41	1470 N/mm^2	-	1002	0,851
33 (FKM)	0,33	1230 N/mm^2	-	934	0,827
33 (FKM)	0,77	Gl. 22	750	1290	0,125
33 (FKM)	0,82	Gl. 22	800	1335	-
33 (FKM)	0,71	Gl. 22	700	1242	0,336
33 (FKM)	0,83	Gl. 24	750	1337	-
33 (FKM)	0,90	Gl. 24	800	1402	-
33 (FKM)	0,76	Gl. 24	700	1285	0,137

Tabelle 15: Bestimmtheitskoeffizient für die Goodman-Gerade in Abhängigkeit von der zugrundegelegten Mittelspannungsempfindlichkeit M

Die Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit M nach MURAKAMI liefert einen viel zu flachen Verlauf der Goodman-Geraden. Der Einfluss von Mittelspannungen würde nach diesem Ansatz für den vorliegenden Fall deutlich unterschätzt, was sich auch in

einem sehr geringen Bestimmtheitsmaß von 0,697 bis 0,713 äußert. Nach der FKM-RICHTLINIE unter Einbeziehung der Zugfestigkeit der einsatzgehärteten Randschicht, egal ob nach Gleichung 22 oder 24 berechnet, überschätzt man den Einfluss erheblich. Der Bestimmtheitskoeffizient sinkt dadurch auf sehr kleine, sogar negative Werte. Würde man die von HAIBACH vorgeschlagene Drittelung der Mittelspannungsempfindlichkeit, anders als ursprünglich gedacht auf den gesamten, untersuchten Bereich von $-0,25 < R_\sigma < 0,5$ anwenden, schätzt man, ähnlich wie MURAKAMI, die Auswirkungen von Mittelspannungen zu gering ein.

Legt man für Gleichung 33 die Zugfestigkeit des blindgehärteten Werkstoffzustandes zugrunde, liegt die im Experiment bestimmte Mittelspannungsempfindlichkeit innerhalb der Grenzen, die sich für die Extremwerte der Eingangsgrößen ergeben können. Das Versuchsergebnis liegt zwar am oberen Wertebereich, dennoch entspricht diese Erkenntnis nicht ganz der Aussage der FKM-RICHTLINIE, wonach die Mittelspannungsempfindlichkeit randschichtgehärteter Bauteile wegen der größeren Zugfestigkeit im Randbereich größer ist als für den blindgehärteten Zustand. Es werden jedoch, anders als beim Oberflächeneinfluss oder der spannungsmechanischen Stützwirkung, auch keine quantitativen Angaben über die Zunahme der Mittelspannungsempfindlichkeit gemacht.

Die Versuchsergebnisse werden mit diesem Ansatz hinreichend genau beschrieben. Diese gute Übereinstimmung ist angesichts der großen Ergebnisstreuung auch für den unteren Extremwert der in der DIN 10084 für den 18CrNi8 genannten Zugfestigkeit von $R_m = 1230 \text{ N/mm}^2$ mit einem Bestimmtheitsmaß von 0,827 gegeben.

Als erste Abschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit im Vorfeld einer konstruktiven Auslegung, scheint die Methode nach der FKM-RICHTLINIE mit den Werten des blindgehärteten Zustandes geeignet. Fraglich dabei ist allerdings, ob die Mittelspannungsempfindlichkeit der einsatzgehärteten Randschicht mit den Festigkeitswerten des blindgehärteten Zustandes tatsächlich zusammenhängt oder ob sich dies nur zufällig ergeben hat. Neben der Annahme, dass das Einsatzhärten keinen Einfluss auf die Mittelspannungsempfind-

lichkeit hat, wäre auch noch die Möglichkeit denkbar, dass die Mittelspannungsempfindlichkeit für sehr große Zugfestigkeiten doch nicht mehr weiter anwächst. In einem Entwicklungsprozess für Serienbauteile sollte daher der Mittelspannungseinfluss des Konstruktionswerkstoffes dann experimentell nachgewiesen werden, um verlässliche Aussagen treffen zu können.

Abschließend seien zum Vergleich noch die Werte der Mittelspannungseinflussansätze genannt, die sich ergeben, wenn die Kerbgrundspannungen nach der GEH gebildet werden.

Ansatz nach	Gleichung	Parameter 1	Parameter 2	R^2
Goodman	(28)	$\frac{\sigma_a(\sigma_m=0)}{x \cdot R_m} = 0,40$	$\sigma_a(\sigma_m = 0) = 1198$	0,911
Gerber	(29)	$\frac{\sigma_a(\sigma_m=0)}{(x \cdot R_m)^2} = 1,8 \cdot 10^{-4}$	$\sigma_a(\sigma_m = 0) = 992$	0,881
Haibach	-	$M = 0,93$	$\sigma_a(\sigma_m = 0) = 818$	0,900
Smith, Watson, Topper	(30)	$P_{SWT} = 1186$	-	0,839
Bergmann	(31)	$P_{SWT} = 1325$	$k = 1,47$	0,901

Tabelle 16: Parameter der einzelnen Ansätze unter Zugrundelegung der GEH

Wie bereits festgestellt, ändert sich an der Aussage zum Charakter des Einflusses nichts. Die beiden Steigungen der Goodman-Geraden unterscheiden sich um weniger als 2 %. Angesichts der großen Streuung der einzelnen Datenpunkte kann ohne weitere Rechnungen behauptet werden, dass die Mittelspannungsempfindlichkeit für beide Vergleichsspannungshypothesen identisch ist. Zu bemerken bleibt bei der Auswertung nach der GEH allerdings, dass die Versuchsergebnisse, egal nach welchem Ansatz, gemessen am Bestimmtheitskoeffizienten R^2 spürbar besser mit der Berechnung übereinstimmen.

6.1.2 Kerbgrundwechselfestigkeit und Härteeinfluss

Die durch die geänderten Wärmebehandlungsparameter reduzierte Härte bewirkt eine Verringerung der Dauerfestigkeit um 45 N/mm^2 (NH) bzw. 56 N/mm^2 (GEH) oder 8 % im Vergleich zu Düsen mit Standardhärtewerten.

$$\frac{\bar{\sigma}_a^{NH}(\text{reduzierte Härte})}{\bar{\sigma}_a^{NH}(\text{Standardhärte})} = \frac{555 \text{ N/mm}^2}{600 \text{ N/mm}^2} = 0,92 \quad (150)$$

$$\frac{\bar{\sigma}_a^{GEH}(\text{reduzierte Härte})}{\bar{\sigma}_a^{GEH}(\text{Standardhärte})} = \frac{674 \text{ N/mm}^2}{730 \text{ N/mm}^2} = 0,92 \quad (151)$$

Im Kerbbereich der Düsen wurden für beide Wärmebehandlungszustände folgende Härtewerte gemessen:

Standardhärte	753
reduzierte Härte	589

Bestimmt man aus den Versuchsergebnissen unter Zuhilfenahme der in Kapitel 6.1.1 ermittelten Mittelspannungsempfindlichkeit die Wechselfestigkeiten beider Wärmebehandlungszustände, so lassen sich diese in einem Diagramm zum Vergleich mit den Berechnungsvorschlägen aus der Literatur darstellen (Abbildung 40).

Durch die beiden Datenpunkte kann unter Annahme eines linearen Zusammenhangs die Abhängigkeit der lokalen Dauerfestigkeit von der lokalen Härte wie folgt angegeben werden:

$$\sigma_D^{NH}(HV) = 0,39 \cdot HV + 675 \quad (152)$$

$$\sigma_D^{GEH}(HV) = 0,48 \cdot HV + 800 \quad (153)$$

Das Verhältnis der Wechselfestigkeiten, abgeleitet aus den Versuchsergebnissen und berechnet nach den in Kapitel 4.2.1 vorgestellten

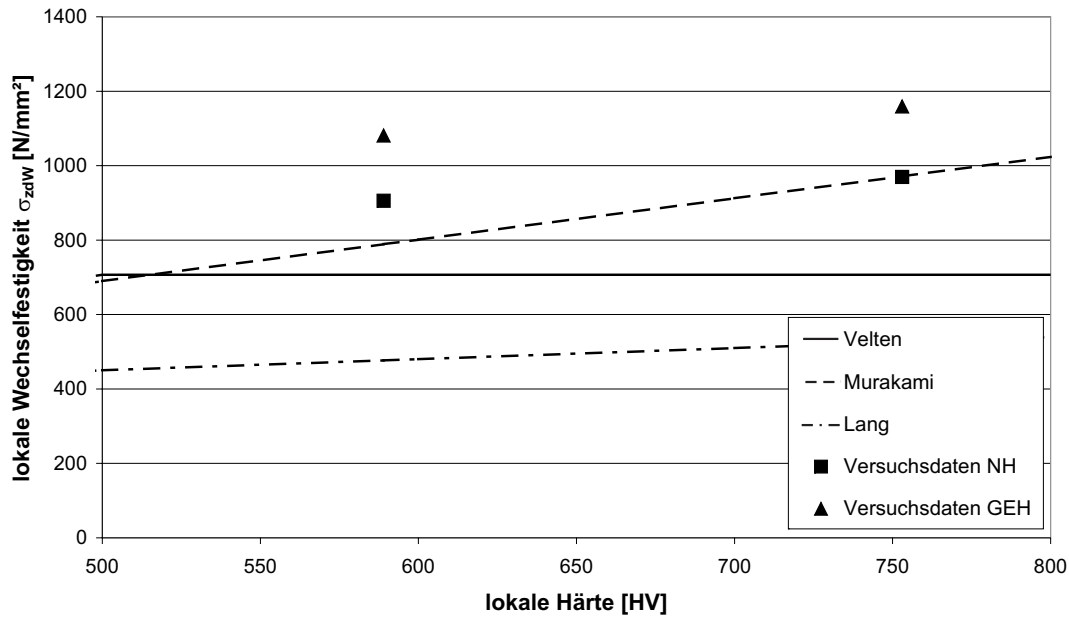


Abbildung 40: Vergleich der experimentell ermittelten Abhängigkeit der Festigkeit von der Härte zu Berechnungsvorschlägen aus der Literatur

Ansätzen, ist in Tabelle 17 für beide Vergleichsspannungshypothesen dargestellt⁴⁵.

σ_D^{NH} (Rechnung) / σ_{zdW}^{NH} (Versuch)	Velten	Lang	Murakami
Standardhärte	0,73	0,54	1,00
reduzierte Härte	0,78	0,53	0,87
σ_D^{GEH} (Rechnung) / σ_{zdW}^{GEH} (Versuch)	Velten	Lang	Murakami
Standardhärte	0,61	0,45	0,84
reduzierte Härte	0,65	0,44	0,73

Tabelle 17: Vergleich der Wechselfestigkeit zwischen Rechnung und Experiment

⁴⁵Für den Ansatz nach VELTEN wurden die Werte für a und b des 20MoCrS4 aus [Vel84] verwendet.

Auch wenn aus den Versuchsergebnissen die beiden Parameter a und b von Gleichung 13 und 14 bestimmt werden können, kann die Theorie nach VELTEN, dass die Festigkeit bei Härten größer 500 HV keine weitere Steigerung erfährt, bereits anhand der Kerbgrundfestigkeit $\bar{\sigma}_a$ verworfen werden. Im Gegensatz zu den Parametern a und b , ist diese Grenze, ab der die Härte keinen Einfluss mehr hat, nach [Vel84] keine werkstoffabhängige Größe. Außerhalb der Erfahrungswerte von VELTEN könnte für den 18CrNi8 diese Härtengrenze bei Werten größer 600 HV liegen. Diese Aussage lässt sich aber aus dem vorliegenden Datenmaterial nicht belegen.

Zwar spiegelt der Ansatz nach LANG die Zunahme der Festigkeit mit der lokalen Härte wieder, jedoch weicht der Wert dieser relativen Zunahme mit 0,30 MPa/HV um 23 % bzw. 38 % von den Versuchsergebnissen ab⁴⁶. Absolut gesehen ist der Unterschied zwischen Experiment und der Theorie von LANG weitaus größer. Die Wechselfestigkeit würde bei Verwendung von Gleichung 20 um den Faktor 2 unterschätzt und scheidet daher als akzeptabler Ansatz zur Bestimmung der Wechselfestigkeit aus.

Wirft man einen Blick auf Abbildung 40, so erweckt die Lage der Versuchsergebnisse den Eindruck, dass diese bei Verwendung der NH verhältnismäßig gut durch den Ansatz von MURAKAMI vorhergesagt werden. Quantitativ liegt die maximale Abweichung der Berechnung vom Versuchsergebnis schlechtestenfalls bei 13 % (siehe Tabelle 17). Es liegt die Vermutung nahe, dass der Parameter \sqrt{area} , der die Eigenschaften des Werkstoffgefüges berücksichtigt, in die Berechnung der Härteeinflusses eine werkstoffmechanische Größe einbringt, die einen weitaus breiteren Einsatzbereich der Formel ermöglicht als die rein auf Empirik beruhenden Ansätze von VELTEN und LANG.

Definitionsbedingt unterscheiden sich die Kerbgrundspannungen je nachdem, ob sie nach der GEH oder NH gebildet werden. Die gute Übereinstimmung ist bei Verwendung der GEH daher nicht mehr gegeben.

Anhand der Gleichungen 152 und 153 ist ersichtlich, dass die Vergleichsspannungshypothese sowohl auf die relative Änderung, wie

⁴⁶ $0,30 / 0,39 = 0,77; 0,30 / 0,48 = 0,62.$

auch auf den absoluten Wert der Wechselfestigkeit Einfluss nimmt ($0,39 / 0,48 = 0,81$; $675 / 800 = 0,84$). Die Abweichung von den Versuchsergebnissen liegt dann bei 16 % bzw. 27 %. Zur Abschätzung der Dauerfestigkeit nach der GEH ist Gleichung 17 folglich ebenfalls nicht geeignet.

Dieses Resultat ist darauf zurückzuführen, dass der zugrundeliegende formelmäßige Zusammenhang im Laborversuch anhand einachsiger Belastungen aufgestellt wurde und die darin enthaltenen Konstanten nur für einachsig dominierte Vergleichsspannungen ($S_1 \gg S_2, S_3$) gelten. Für Vergleichsspannungen, die von mehrachsigen Belastungen ($S_1 \approx S_2 \approx S_3$) dominiert werden, müssen andere Konstanten für die Übertragung bestimmt werden. So ergibt sich in Anlehnung an Gleichung 17 für die Berechnung nach der GEH folgender Vorschlag:

$$\sigma_{zdW, A} = 1,80 \cdot \frac{(HV + 120)}{\sqrt[6]{area_A}} \quad (154)$$

Für den in Abbildung 12 und 40 dargestellten Kurvenverlauf der Berechnung nach MURAKAMI liegt ein auf Messungen beruhenden mittlerer Korndurchmesser an der Oberfläche im Kerbgrund von $5 \mu m$ zugrunde. Die Bestimmung der Korngröße anhand von Schliffen liefert nur einen ungefähren metrischen Wert, weswegen üblicherweise Gefügerichtreihen zur Quantifizierung verwendet werden. Der Wert der Wechselfestigkeit reagiert durch den formelmäßigen Zusammenhang von Gleichung 17 zudem sensibel auf den Wert der Korngröße ($\partial \sigma_{zdW} / \partial KG = -32 \text{ MPa} / \mu m$). Für $KG = 5 \mu m$ ergibt sich mit dem vorliegenden Datenmaterial zwar bereits ein sehr guter Wert des Bestimmtheitskoeffizienten von $R^2 = 0,989$. Die Zugrundelegung eines anderen mittleren Korndurchmessers könnte das Versuchsergebnis dennoch besser beschreiben.

Sucht man die Korngröße, für die R^2 maximal wird, um das Datenmaterial am besten formelmäßig beschreiben zu können, so ergibt sich ein KG von $4,5 \mu m$ mit einem R^2 von 0,990. Wie durch die geringe Auswirkung auf den Bestimmtheitskoeffizienten bereits angedeutet, wird dadurch jedoch die Übereinstimmung von Versuch und Rechnung nur marginal verbessert.

σ_D^{NH} (Rechnung) / σ_{zdW}^{NH} (Versuch)	<i>KG 5 μm</i>	<i>KG 4,5 μm</i>
Standardhärte	1,00	1,02
reduzierte Härte	0,87	0,89
σ_D^{GEH} (Rechnung) / σ_{zdW}^{GEH} (Versuch)	<i>KG 5 μm</i>	<i>KG 4,5 μm</i>
Standardhärte	1,06	1,05
reduzierte Härte	0,92	0,92

Tabelle 18: Vergleich der Wechselfestigkeit berechnet nach MURAKAMI mit den Versuchsergebnissen

Ob der Ansatz nach MURAKAMI auch für andere Werkstoffe und Lastfälle ebenfalls geeignet ist, kann hier nicht beantwortet werden. Für das vorliegende Datenmaterial kann durch die Berücksichtigung des Gefügeeinflusses bei der Berechnung der Härteeinflusses auf die Wechselfestigkeit mit einer Genauigkeit von ca. 11 % berechnet werden. Für eine rein rechnerische Auslegung ist diese Genauigkeit sicherlich nicht ausreichend, jedoch kann damit im Vorfeld eine gute Abschätzung getroffen werden.

6.1.3 Oberflächeneinfluss

Im Vergleich zur rein durch elektro-chemischen-Materialabtrag (ECM) hergestellten Bohrungsverschneidung, bringt das anschließende Druckfließläppen (DFL) eine Steigerung der mittleren Dauerfestigkeit um 197 N/mm^2 (NH) bzw. 239 N/mm^2 (GEH) oder 33 % mit sich.

$$\frac{\bar{\sigma}_a^{NH}(DFL)}{\bar{\sigma}_a^{NH}(ECM)} = \frac{797 \text{ N/mm}^2}{600 \text{ N/mm}^2} = 1,33 \quad (155)$$

$$\frac{\bar{\sigma}_a^{GEH}(DFL)}{\bar{\sigma}_a^{GEH}(ECM)} = \frac{969 \text{ N/mm}^2}{730 \text{ N/mm}^2} = 1,33 \quad (156)$$

Gemäß Gleichung 38 lässt sich ein für den vorliegenden Lastfall gültigen Oberflächenfaktor F_O als Verhältnis zwischen der mittleren Wechselfestigkeit⁴⁷ σ_D des unbehandelten Zustandes (ECM) im Vergleich zum polierten, druckfließgeläpften Zustand (DFL) definieren.

$$F_O = \frac{\sigma_D^{NH}(ECM)}{\sigma_D^{NH}(DFL)} = \frac{951 \text{ N/mm}^2}{1226 \text{ N/mm}^2} = 0,776 \quad (157)$$

Wie bereits erwähnt, bewirkt das Druckfließläppen eine Verbesserung der Oberflächenbeschaffenheit im Kerbgrund, ausdrückbar durch die Rauigkeit R_z bzw. R_t , sowie eine Vergrößerung des Radiuses r der Bohrungsverschneidung. Beide Parameter wurden an jeweils fünf Düsen mit dem Basisdüsendesign gemessen.

Oberflächenprozess	gemittelte Rauhtiefe R_z [μm]	Rauhtiefe R_t [μm]	Verrundungs- radius [mm]
ECM	1,75	2,46	0,07
DFL	0,40	0,53	0,12

Tabelle 19: Messwerte des Kerbgrundes gemittelt aus jeweils fünf Proben

Mit keinem der in Kapitel 4.2.4 vorgestellten Ansätze kann die Festigkeitssteigerung alleine durch einen Oberflächenfaktor F_O nach den Gleichungen 39 bis 43, der die maximal ertragbare Wechsellastspannungsamplitude σ_D nach Gleichung 109 beeinflusst, erklärt werden. Nach Tabelle 20 wäre maximal mit einer Drucksteigerung um den Faktor 1,15 zu rechnen.

⁴⁷Die Ableitung der Wechselfestigkeiten σ_D erfolgte nach Gleichung 108 aus den Versuchsergebnissen nach der NH. Nach der GEH würde sich ein Oberflächenfaktor von $F_O = 0,773$ ergeben. Der Unterschied ist vernachlässigbar.

Berechnung nach	Gl.	F_O (ECM)	F_O (DFL)	$\frac{F_O(DFL)}{F_O(ECM)}$
DIN 3990	39	0,969	1	1,03
FKM, $R_m = 2475 \text{ N/mm}^2$	42	0,942	1	1,06
FKM, $R_m = 1350 \text{ N/mm}^2$	42	0,956	1	1,05
SIEBEL und GAIER, $R_m = 2475 \text{ N/mm}^2$	40	0,864	1	1,15
SIEBEL und GAIER, $R_m = 1350 \text{ N/mm}^2$	40	0,896	1	1,12

Tabelle 20: Oberflächenfaktoren F_O für den Spickelbereich berechnet aus der Oberflächenrauigkeit

Die zweite vom Druckfließläppen beeinflusste, festigkeitsrelevante Größe ist der Verrundungsradius der Bohrungsverschneidung. Aus den Untersuchungen von Kapitel 5.5 ist der Einfluss des Verrundungsradiuses auf die Spannungen im Kerbgrund bekannt. Die, durch die Variation des Verrundungsradiuses bedingte Änderung der ertragbaren Druckschwingweite $\Delta(\Delta p)$ bezogen auf die experimentelle mittlere Druckschwingbreite Δp , ergibt sich mit einem Radiusunterschied von $\Delta r = 0,05 \text{ mm}$ nach Tabelle 19 zu:

$$\frac{\Delta(\Delta p)}{\Delta p} = \frac{\frac{\partial(\Delta p)}{\partial r}}{\Delta p} \cdot \Delta r = 0,081 \text{ mm}^{-1} \cdot 0,05 \text{ mm} = 4 \cdot 10^{-3}$$

Der Einfluss des Kerbradiuses ist viel zu gering um zu spürbaren Drucksteigerung zu führen. Der schwache Zusammenhang zwischen Verrundungsradius und Kerbgrundspannung ist darauf zurückzuführen, dass der Kerbgrund nicht direkt auf dem Verrundungsradius, sondern an dessen Auslauf sitzt (vergleiche Abbildung 37).

Der Oberflächenfaktor der in Tabelle 20 aufgeführten Berechnungsmethoden wurde ursprünglich für spanend bearbeitete Maschinenelemente mit meist deutlich größeren Abmessungen als die einer Düse abgeleitet. Als Bezug dient der polierte Zustand mit einem R_z bzw. R_t von $1 \text{ } \mu\text{m}$ für den Ansatz nach SIEBEL und GAIER und der FKM-RICHTLINIE, sowie $0,48 \text{ } \mu\text{m}$ für den Ansatz nach der DIN 3990,

der üblicherweise aus Laborproben ermittelt wurde. Bereits das Basisdüsendesign liegt mit durchschnittlich $1,75 \mu m$ sehr nahe an diesem Bezug. Der druckfließgeläppte Zustand weist sogar eine deutlich feinere Oberflächenstruktur auf.

Die Ansätze nach SIEBEL und GAIER und der FKM-RICHTLINIE sind für Oberflächenrauigkeiten kleiner $1 \mu m$ nicht definiert. Es wird davon ausgegangen, dass auch eine noch feinere Oberfläche zu keiner weiteren Festigkeitssteigerung führt.

Ignoriert man für die Berechnung nach der FKM-RICHTLINIE Gleichung 41 und lässt auch Oberflächenrauigkeiten kleiner $1 \mu m$ zu, so ergeben sich - abhängig von der zugrundegelegten Zugfestigkeit R_m - zwar höhere Werte für die zu erwartende Drucksteigerung, die jedoch noch nicht hoch genug sind, um die Drucksteigerung zu erklären.

Nach der FKM-RICHTLINIE gilt für $R_m = 1350 \text{ N/mm}^2$:

$$\frac{F_O(DFL)}{F_O(ECM)} = \frac{1,07}{0,96} = 1,12$$

für $R_m = 2475 \text{ N/mm}^2$:

$$\frac{F_O(DFL)}{F_O(ECM)} = \frac{1,10}{0,94} = 1,17$$

Wegen der mathematischen Formulierung kann nach dem Ansatz von SIEBEL und GAIER für eine Oberflächenrauigkeit kleiner $1 \mu m$ kein Oberflächenfaktor berechnet werden. Nähert man die mathematisch bedingte Definitionslücke durch lineare Extrapolation der, durch die beiden Punkte für $R_t = 2,46 \mu m$ und $R_t = 1 \mu m$ gegebenen Funktion an, so kann ein F_O für $R_t = 0,53 \mu m$ angegeben werden.

Nach SIEBEL und GAIER gilt für $R_m = 1350 \text{ N/mm}^2$:

$$\frac{F_O(DFL)}{F_O(ECM)} = \frac{1,03}{0,89} = 1,16$$

für $R_m = 2475 \text{ N/mm}^2$:

$$\frac{F_O(DFL)}{F_O(ECM)} = \frac{1,04}{0,87} = 1,20 \quad (158)$$

Auch durch diese Methode lässt sich ein höherer, aber dennoch für eine Erklärung der Festigkeitssteigerung nicht ausreichender Wert eines Oberflächenfaktors angeben.

Neben der Rauigkeit können durch das Druckfließläppen auch andere oberflächentechnische Parameter verändert werden. SCHOTT stellt in [Sch97] fest, dass sich durch hydroerrosives Schleifen eine wenige hundertstel Millimeter dicke, verfestigte Randschicht ausbildet, die eine Verbesserung des Dauerfestigkeitsverhaltens zur Folge haben soll. Notwendig für eine Verfestigung der Oberfläche wäre aber ein auf die Oberfläche gerichteter Fluidstrom. Die Impulsänderung der darin befindlichen Schleifpartikel könnte u. U. die erforderlichen Druckspannungen einbringen. Bei der hier vorliegenden Geometrie erfolgt jedoch die Zuströmung des Mediums tangential an den Kerbgrund. Es ist daher nicht vorstellbar, dass durch das Verrunden eine Verfestigung der Randschicht eintritt.

Auch wenn durch die spanende Bearbeitung des Druckfließläppens in der oberflächennahen Randschicht eine Veränderung des Eigenspannungszustandes erfolgt, ist die Dicke dieser Randschicht durch den geringen Materialabtrag derart gering, dass das gesamte Eigenspannungsfeld an der Kerbgeometrie dadurch nicht nennenswert verändert wird.

Eine mögliche, durch den Aufkohlungsprozess eingebrachte Randoxidation, die sich negativ auf das Schwingfestigkeitsverhalten auswirkt, würde durch einen nachträglichen Schleifprozess entfernt werden. Die Aufkohlung für die untersuchten Bauteile findet jedoch unter

inertter Atmosphäre statt, so dass sich nachweislich auch für nicht nachträglich verrundete Düsen keine Randoxidationschicht im Kerbgrund bildet.

Theoretisch könnte die für die Gleichungen notwendige Zugfestigkeit R_m als zu gering angesetzt worden sein. Die Angabe eines Wertes von R_m , für den die zu erwartende Druckfestigkeitssteigerung mit der im Experiment beobachteten übereinstimmt, wäre jedoch völlig willkürlich und mit den Versuchsdaten nicht belegbar.

Es ist dagegen viel wahrscheinlicher, dass die den Gleichungen 39 bis 43 zugrundeliegende Empirik nur für die dort verwendeten Bauteile und Lastfälle anwendbar ist, von denen sie abgeleitet wurden. Für den vorliegenden Lastfall muss demnach eine neue Empirik begründet werden, die einen Oberflächenfaktor F_O von 0,776 für eine Oberflächenrauigkeit von $R_z = 1,75 \mu m$ bzw. $R_t = 2,46 \mu m$ bezogen auf den polierten Zustand ergibt. Diese Zusammenhänge gelten nur innerhalb der Erfahrungswerte, von denen sie abgeleitet wurden. Eine Extrapolation auf Werte weit außerhalb wäre nicht begründet. Ob zur Bewertung der Oberfläche die Rauhtiefe R_t oder deren gemittelter Wert R_a herangezogen werden muss kann durch die vorliegenden Ergebnisse nicht beurteilt werden.

$$F_O(R_z) = 0,861 - 0,349 \cdot \log R_z \quad (159)$$

$$F_O(R_t) = 0,907 - 0,336 \cdot \log R_t \quad (160)$$

Der deutlich größere Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerfestigkeit könnte in der hohen Kerbschärfe begründet sein. Auch [HV89] stellt unter Bezugnahme auf [Sch76a] fest, dass die Kerbempfindlichkeit einsatzgehärteter Proben bezüglich der Oberflächenbeschaffenheit sehr groß ist.

6.1.4 Größeneinfluss

Ein Indiz für den Einfluss der absoluten Kerbgröße auf die ertragbare Last liefert schon die Tatsache, dass die Spritzlochverschnei-

dung, obwohl deren Formzahl für Innendruckbelastung ähnlich der des Spickels ist, durch Innendruckbelastung nicht zu Bruch gebracht werden kann. Es kommt zuvor immer zu einem Ausfall des Spickels, der bei Bauteilversuchen unweigerlich mitgetestet werden muss. Der quantitative Nachweis ist in Abbildung 41 zu sehen. Die dazugehörigen Einzelwerte der ertragbaren Spannungsamplitude können Tabelle 7 entnommen werden.

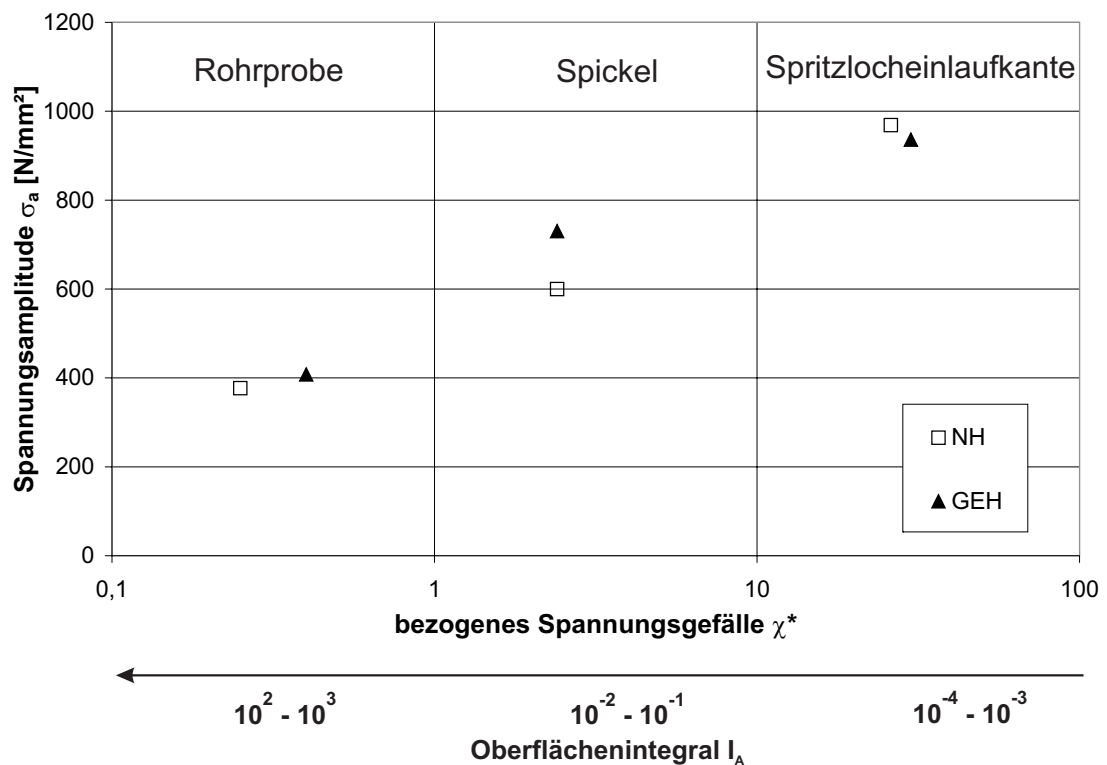


Abbildung 41: Ertragbare Spannungsamplitude in Abhängigkeit von der Kerbgröße

Die Lage der Versuchsdaten bestätigt die Grundaussage aller Ansätze, dass die ertragbare Spannungsamplitude σ_a mit zunehmender Kerbgröße abnimmt. Als Mass für die Kerbgröße wird für den spannungsmechanischen Ansatz das bezogene Spannungsgefälle χ^* und für den statistischen Ansatz das Spannungsintegral⁴⁸ I_A verwendet.

⁴⁸Hier oberflächenbezogen, da nur Versagen an der Oberfläche auftrat.

Nach Gleichung 109 wirkt sich die Stützwirkung der Kerbgröße auf die lokale Dauerwechselfestigkeit des Kerbgrundes σ_D aus. Diese ergibt sich für die drei Kerbfälle mit $M = 0,4$ nach Gleichung 108 zu:

Kerbfall	σ_D^{NH}	σ_D^{GEH}
Spickel	970	1159
Spritzlochverschneidung	1381	1336
Rohrprobe	560	606

Tabelle 21: Lokale Dauerwechselfestigkeiten der drei Kerbgeometrien

Berücksichtigt man die leicht unterschiedliche Randhärte der Kerbgeometrien⁴⁹ durch die ermittelte Härteempfindlichkeit nach Gleichung 152 bzw. 153, wobei der Spickel als Bezug dient, und die unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten mit dem Oberflächenfaktor nach Gleichung 159⁵⁰, so ändern sich die Werte von Tabelle 21 wie folgt:

Kerbfall	σ_D^{NH}	σ_D^{GEH}
Spickel	1250	1494
Spritzlochverschneidung	1714	1665
Rohrprobe	710	772

Tabelle 22: Bezüglich Härte und Oberflächenrauheit korrigierte, lokale Dauerwechselfestigkeiten der drei Kerbgeometrien

Spannungsmechanischer Ansatz

Alle in Abbildung 17 dargestellten Ansätze, den Größeneinfluss spannungsmechanisch zu erfassen, basieren auf dem bezogenen Spannungsgefälle χ^* , dessen Einfluss von den Autoren stark unterschiedlich eingeschätzt wird.

Wird der Größeneinfluss nur durch die spannungsmechanische Stützwirkung bestimmt, so stellt sich der Zusammenhang zwischen

⁴⁹Siehe Abbildung 70 im Anhang.

⁵⁰Die alternative Verwendung von Gleichung 160 würde nur marginale Veränderungen mit sich bringen.

bauteilabhängiger (lokaler) Kerbgrundwechselfestigkeit σ_D und der Konstanten (lokale) Werkstoffwechselfestigkeit σ_w als Abwandlung von Gleichung 109 durch

$$\sigma_D = \sigma_w \cdot n_{sm} \quad (161)$$

her. Oder anders ausgedrückt:

$$\sigma_w = \frac{\sigma_D}{n_{sm}} = \text{const.} \quad (162)$$

mit: $n_{sm} = f(\chi^*)$ nach einer der Gleichungen 50 bis 57.

Da der Wert der spannungsmechanischen Stützziffer n_{sm} als Funktion des bezogenen Spannungsgefälles χ^* vom mathematischen Ansatz abhängt, gilt dies auch für die Wechselfestigkeit σ_w .

Das übliche Vorgehen, den Spickel als Bezug zu verwenden und die beiden anderen Kerbfälle in Relation zu betrachten, ist hier nicht zielführend, eine Entscheidung zwischen den Ansätzen zu treffen. Setzt man

$$\sigma_w = \frac{\sigma_D(\text{Spickel})}{n_{sm}(\chi_{\text{Spickel}}^*)} \quad (163)$$

so lassen sich die Versuchsergebnisse kaum sinnvoll beschreiben⁵¹. Zwar lässt die Auswertung nach der NH deutlich zwischen den einzelnen Ansätzen differenzieren, aber für die Auswertung nach der GEH kann für keinen Ansatz ein vernünftiger Wert angegeben werden. Dies ist darauf zurückzuführen, dass alle mathematischen Formulierungen einen konkaven Kurvenverlauf der Kerbgrundwechselfestigkeit beschreiben, wohingegen die Versuchsergebnisse nach der GEH einen konvexen indizieren. Dieser Unterschied erklärt sich dadurch, dass für den Kerbfall Spritzlochverschneidung im Gegensatz zu allen anderen Kerbfällen die Formzahl für die GEH kleiner ist als für

⁵¹Siehe die in Tabelle 23 dargestellten Bestimmtheitskoeffizienten der Übereinstimmung zwischen berechneter und experimentell ermittelter Kerbgrundwechselfestigkeit.

die NH. Dies hängt wiederum damit zusammen, dass die Nennlast in diesem Fall nicht Innendruck ist. Der Spannungszustand an der Kerbgrundoberfläche ist dadurch nur zweiachsig ($\sigma_x = 0$).

Vergleichsspannungshypothese	NH		GEH	
Ansatz	σ_w	R^2	σ_w	R^2
FKM-Richtlinie	1193	0,13	1426	-
Bruder / Schön	1154	0,43	1380	0,02
Petersen	1160	0,41	1386	0,01
Heywood	1248	0,00	1492	-
SWL 1981	788	0,81	942	0,00
Schütz	870	0,73	1039	-

Tabelle 23: Wechselfestigkeiten und Bestimmtheitskoeffizienten der einzelnen Ansätze zum spannungsmechanischen Größeneinfluss mit der Kerbgrundfestigkeit des Spickels als Bezugsgröße

Aussagekräftiger ist es für jeden Ansatz die dazugehörige Wechselfestigkeit zu ermitteln, für die sich die experimentellen Resultate am besten annähern lassen⁵². Nach Tabelle 24 fällt die Übereinstimmung zwischen Berechnung und Experiment nun deutlich besser aus. Um einen Maßstab zur Beurteilung des Bestimmtheitskoeffizienten zu haben, ist dort zusätzlich dessen Wert eingetragen, der sich durch die Nichtberücksichtigung der spannungsmechanische Stützwirkung bei der Berechnung ergibt ($n_{sm} = 1 \neq f(\chi^*)$).

Abbildung 17 kann man bereits entnehmen, dass alle Ansätze, die in irgendeiner Form Werkstoffeigenschaften - sei es die Zugfestigkeit R_m (FKM-Richtlinie), die Streckgrenze $R_{p0,2}$ (Heywood), die lokale Härte (Bruder / Schön) oder die Korngröße (Petersen) - als Berechnungsparameter beinhalten, eine sehr geringe spannungsmechanische Stützwirkung voraussagen, deutlich weniger als nach Tabelle 22 notwendig wäre, um den Größeneinfluss auf die dynamische Festigkeit

⁵²Gesucht wird der Wert für σ_w für den R^2 maximal wird.

Vergleichsspannungs- hypothese	NH		GEH	
Ansatz	σ_w	R^2	σ_w	R^2
FKM-Richtlinie	1178	0,68	1250	0,67
Bruder / Schön	1109	0,82	1186	0,80
Petersen	1116	0,81	1176	0,80
Heywood	1223	0,67	1308	0,67
SWL 1981	739	0,95	763	0,89
Schütz	770	0,96	785	0,86
$n_{sm} = 1$	1226	0,67	1290	0,67

Tabelle 24: Wechselfestigkeiten und Bestimmtheitskoeffizienten der einzelnen Ansätze zum spannungsmechanischen Größeneinfluss mit optimierter Kerbgrundfestigkeit

zu erklären.

So ist es nicht verwunderlich, dass die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment nach der FKM-RICHTLINIE und HEYWOOD kaum besser ist, als wenn man die spannungsmechanische Stützwirkung ganz vernachlässigt.

Obwohl die Stützwirkung nach BRUDER/SCHÖN und PETERSEN nur geringfügig größer ausfällt, steigt der Bestimmtheitskoeffizient bereits über 0,8.

Eine akzeptable Übereinstimmung für die Auswertung nach der NH ergibt sich erst nach den Synthetischen Wöhlerlinien von 1981 oder SCHÜTZ, deren Formeln von keinen weiteren Übertragungsfaktoren abhängen. Entsprechend der bereits gemachten Feststellung, dass die Datenpunkte ausgewertet nach der GEH entgegen allen Ansätzen konvex verlaufen, ist die erzielbare Übereinstimmung für die GEH immer spürbar geringer als für die NH.

Obwohl sich herauskristallisiert, dass diese beiden Ansätze von allen untersuchten eindeutig am besten geeignet sind, den Größeneinfluss zu beschreiben, können sich Rechnung und Versuchsergebnis dennoch um bis zu 35 % unterscheiden.

σ_D^{NH} (Rechnung) / σ_D^{NH} (Versuch)	Spickel	Spritzloch- verschnei- dung	Rohrprobe
SWL 1981	0,93	0,95	1,35
Schütz	0,89	0,99	1,26
σ_D^{GEH} (Rechnung) / σ_D^{GEH} (Versuch)	Spickel	Spritzloch- verschnei- dung	Rohrprobe
SWL 1981	0,81	1,03	1,33
Schütz	0,76	1,08	1,22

Tabelle 25: Vergleich zwischen den berechneten und experimentell ermittelten Wechselfestigkeiten für die Ansätze der SWL 1981 und Schütz

Statistischer Ansatz

Für die vorliegenden Lastfälle lässt sich der statistische Größeneinfluss nach der Vorstellung des Fehlstellenmodells auf das Verhältnis des lastspezifischen Spannungsintegrals des betrachteten Bauteils zum Spannungsintegral einer Bezugsprobe zurückführen. Die Werkstoffwechselfestigkeit σ_w kann dann - im Gegensatz zum spannungsmechanischen Ansatz - nicht absolut angegeben werden, sondern gilt nur in Verbindung mit der Wechselfestigkeit der Bezugsprobe.

In der nachfolgenden Untersuchung soll der Kerbfall Spickel als Bezugsprobe dienen. Die Wechselfestigkeit σ_D der beiden anderen Kerbgeometrien erhält man dann durch folgende Zusammenhänge:

$$\sigma_D(\text{Spritzloch}) = \sigma_D(\text{Spickel}) \cdot \left(\frac{I_A(\text{Spickel})}{I_A(\text{Spritzloch})} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (164)$$

$$\sigma_D(\text{Rohrprobe}) = \sigma_D(\text{Spickel}) \cdot \left(\frac{I_A(\text{Spickel})}{I_A(\text{Rohrprobe})} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (165)$$

Zwar gibt es beim statistischen Ansatz nicht mehrere mathematische Formulierungen, um vom Verhältnis der Spannungsintegrale auf den Größeneinfluss zu schließen, jedoch hängt die Berechnung nicht unerheblich vom Weibbullexponenten κ ab⁵³. So ergibt sich für jedes κ eine unterschiedlich gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch. In Abbildung 42 sind die Bestimmtheitskoeffizienten für das vorliegende Datenmaterial in Abhängigkeit vom Weibbullexponenten und der Vergleichsspannungshypothese, gestützt durch die FEM-Daten aus den Tabellen 9, 11 und 13, dargestellt.

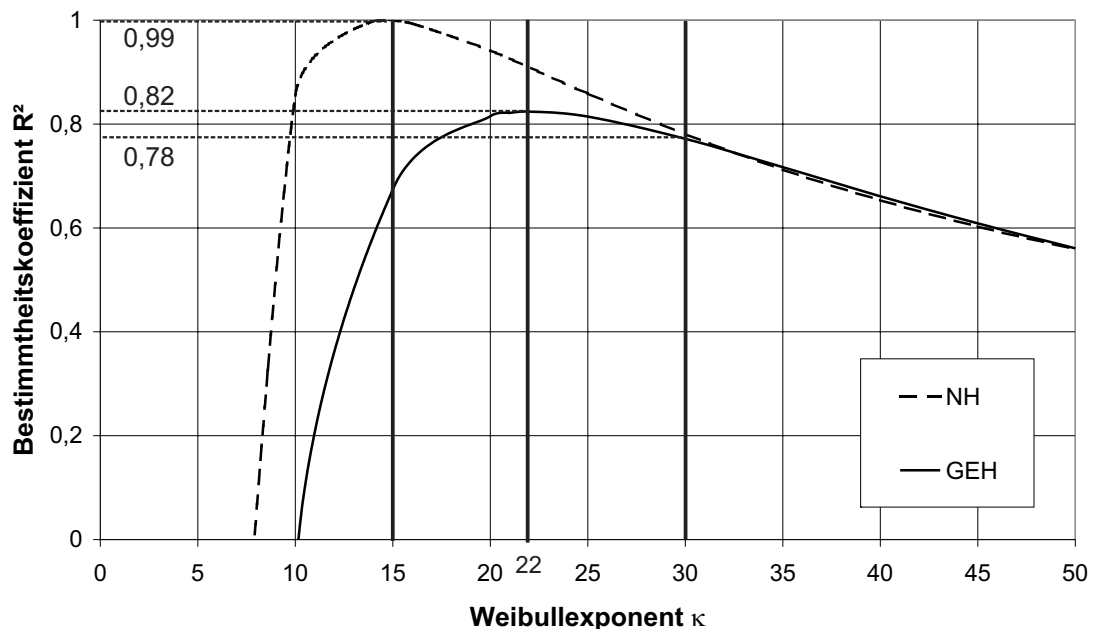


Abbildung 42: Übereinstimmung der Versuchsergebnisse mit dem statistischen Größeneinfluss in Abhängigkeit vom Weibbullexponenten und der Vergleichsspannungshypothese

Wie schon beim statistischen Ansatz kann mit der NH - zumindest für $\kappa < 30$ - eine bessere Übereinstimmung erhalten werden als mit der GEH. Für beide Vergleichsspannungshypothesen lässt sich ein Optimum des Weibbullexponenten angeben, das aber nicht auf den

⁵³ κ ist ein Maß für die Festigkeitsstreuung. Je größer κ desto kleiner ist die Streuung.

selben Wert zusammenfällt.

Für die NH gilt:

$$\kappa(R^2 = \max.) = 15; \quad R^2 = 0,999$$

Für die GEH gilt:

$$\kappa(R^2 = \max.) = 22; \quad R^2 = 0,842$$

Die unterschiedlichen Weibullexponenten, die auch eine unterschiedliches Streuverhalten indizieren, lassen sich durch den gleichen Sachverhalt erklären, wie die schlechtere Übereinstimmung nach der GEH.

Auch der statistische Ansatz postuliert einen konkaven Kurvenverlauf, der durch die nach der GEH gebildeten Versuchsergebnisse nicht bestätigt wird. Die nur unterproportional anwachsende Wechselfestigkeit der Spritzlochverschneidung führt zu einem geringeren Größeneinfluss, was nach dem Fehlstellenmodell auch eine geringere Festigkeitsstreuung bedeutet.

Insgesamt ergeben die nach den in Tabelle 5 dargestellten Formeln aus den Weibullexponenten abgeleiteten Streuspannen T_L für beide Vergleichsspannungshypothesen eine, für die im Experiment gemachte Beobachtung, zu große Streuung⁵⁴.

Für die Logitverteilung gilt:

$$T_L^{NH}(\kappa = 15) = 1,34 \tag{166}$$

$$T_L^{GEH}(\kappa = 22) = 1,22 \tag{167}$$

Mit einem Bestimmtheitskoeffizienten von 0,999 ist die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch für die Auswertung nach der NH mit dem dazugehörigen Weibullexponenten $\kappa = 15$ erwartungsgemäß sehr gut (maximale Abweichung 3 %). Angewendet auf die

⁵⁴Näheres siehe Kapitel 6.3.2.

Wechselfestigkeiten, gebildet nach der GEH, liegt die Übereinstimmung für ein $\kappa = 15$ etwa auf dem Niveau das sich für den GEH-optimalen Weibullexponenten $\kappa = 22$ für beide Vergleichsspannungshypothesen ergibt. Mit $\kappa = 22$ lassen sich mit bis zu 27 % Abweichung zwar bessere Ergebnisse erzielen als mit dem spannungsmechanischen Ansatz, aber diese sind für eine rein rechnerische Auslegung dennoch unbefriedigend.

Mit dem in Kapitel 6.3.2 aus [AZ03] abgeleiteten Weibullexponenten von $\kappa = 30$ verschlechtert sich die Übereinstimmung nochmals auf eine maximale Abweichung von 40 % von den Versuchsergebnissen.

σ_D^{NH} (Rechnung) / σ_D^{NH} (Versuch)	Rohrprobe	Spritzlochverschneidung
$\kappa = 15$	1,03	0,99
$\kappa = 22$	1,20	0,90
$\kappa = 30$	1,31	0,85
σ_D^{GEH} (Rechnung) / σ_D^{GEH} (Versuch)	Rohrprobe	Spritzlochverschneidung
$\kappa = 15$	1,09	1,23
$\kappa = 22$	1,27	1,11
$\kappa = 30$	1,40	1,05

Tabelle 26: Vergleich zwischen den berechneten und experimentell ermittelten Wechselfestigkeiten für den statistischen Größeneinfluss

Kombinierter Ansatz

Neben der Möglichkeit, die beiden Ansätze alternativ einzusetzen, ist auch eine kombinierte Anwendung, wie von LIU und ZENNER [LZ91, LZ95] vorgeschlagen, denkbar. Die Berechnung der Kerbgrundwechselfestigkeiten erfolgt dann nach:

$$\sigma_D = \sigma_w \cdot n_{st} \cdot n_{sm} \quad (168)$$

Die mathematische Formulierung der Stützwirkung $n_{sm}(\chi^*)$ bleibt dabei Parameter für den spannungsmechanischen Teil, der Weibull-exponent κ Parameter für den statistischen. Berechnet man dafür die Werkstoffwechselfestigkeit σ_w wieder nach Gleichung 163, ergeben sich diesmal für die Auswertung nach der NH deutlich bessere Übereinstimmungen als im Vergleich zu Tabelle 23, aber für die Auswertung nach der GEH gilt aus dem selben Grund wie zuvor weiterhin eine unbefriedigende Übereinstimmung.

Vergleichsspannungshypothese	NH		GEH	
Ansatz	κ	R^2	κ	R^2
FKM-Richtlinie	15	0,994	25	0,748
Bruder / Schön	24	0,960	38	0,504
Petersen	23	0,962	37	0,520
Heywood	15	0,999	22	0,779
SWL 1981	> 50	-	> 50	-
Schütz	> 50	-	> 50	-

Tabelle 27: Wechselfestigkeiten, Weibullexponenten und Bestimmtheitskoeffizienten der kombinierten Ansätze mit der Kerbgrundfestigkeit des Spickels als Bezugsgröße

Allerdings kann für jeden Berechnungsansatz von n_{sm} - gestützt auf die Werte des Weibullexponenten der Tabellen 9, 11 und 13 - ein Wert für σ_w angegeben werden, für den R^2 maximal wird. Dadurch lässt sich auch die Übereinstimmung für die GEH verbessern.

Vergleichsspannungshypothese	NH			GEH		
Ansatz	σ_w	κ	R^2	σ_w	κ	R^2
FKM-Richtlinie	1171	15	0,998	1271	20	0,910
Bruder / Schön	1088	20	0,986	1179	30	0,838
Petersen	1099	20	0,987	1189	30	0,842
Heywood	1247	15	0,999	1352	20	0,920
SWL 1981	-	> 50	-	-	> 50	-
Schütz	-	> 50	-	-	> 50	-
nur stat. Ansatz	1250	15	0,999	1494	22	0,824

Tabelle 28: Wechselfestigkeiten, Weibullexponenten und Bestimmtheitskoeffizienten der kombinierten Ansätze mit optimierter Kerbgrundfestigkeit

Für alle Ansätze von n_{sm} , die nur von einer geringen spannungsmechanischen Stützwirkung für die Lastfälle ausgehen (FKM-Richtlinie, Heywood), ändert sich das Ergebnis im Vergleich zum rein statistischen Größeneinfluss erwartungsgemäß kaum. Lediglich das Resultat für die GEH lässt sich dadurch von 0,842 auf 0,910 bzw. 0,920 verbessern.

Für die beiden spannungsmechanischen Ansätze, die für sich schon eine annehmbare Übereinstimmung erzielen (SWL 1981, Schütz), bringt dieses Verfahren keine Verbesserung mit sich. Der Größeneinfluss wird bereits hauptsächlich spannungsmechanisch erfasst. Der kleine Rest an Stützwirkung, der für das Fehlstellenmodell übrig bleibt, würde zu Weibullexponenten führen, die weit über 50 und damit außerhalb sinnvoller Werte liegen würden.

Die Übereinstimmung für die Ansätze nach BRUDER/SCHÖN und PETERSEN verbessert sich zwar im Vergleich zu Tabelle 24, bleibt aber hinter dem Ergebnis des statistischen Ansatzes zurück.

Angesichts der erzielten Ergebnisse muss festgestellt werden, dass die Auswahl eines Ansatzes aus den drei Vorgestellten, welcher den

Größeneinfluss am besten beschreibt, nicht eindeutig möglich ist. Trotz einer völlig unterschiedlichen phänomenologischen Basis lassen sich für jeden Ansatz Berechnungsparameter angeben, mit der sich die Versuchsergebnisse beschreiben lassen. Es wäre sicherlich auch voreilig zu behaupten, die Kerbgrundspannungen sind nach der NH zu bilden und der Größeneinfluss nach dem Fehlstellenmodell zu berechnen, nur weil hier für diese Kombination das mit Abstand beste Ergebnis erzielt wurde.

Die Berechnungsgenauigkeit ist für keinen Ansatz groß genug, um damit rein rechnerisch verlässliche Werte für eine konstruktive Auslegung zu erhalten. Jedoch liefern beide eine gute erste Abschätzung, mit welcher Festigkeit zu rechnen ist, wenn Werte auf ganz andere Kerbfälle übertragen werden sollen.

An dieser Stelle sei noch angemerkt, dass sich das Auswertungsergebnis nicht ändern würde, wenn die Korrektur hinsichtlich Härte und Oberflächenbeschaffenheit nicht durchgeführt worden wäre. Die Relation der Wechselfestigkeiten der einzelnen Kerbfälle ändert sich nur unmerklich.

6.1.5 Mittelspannungsempfindlichkeit für hohe Mittellasten

Schon Tabelle 7 macht deutlich, dass bei den Versuchen an den Werkstoffproben nahezu kein Einfluss von Mittelspannungen auf die ertragbaren Biegespannungsamplituden festgestellt werden konnte. Im Bereich von $0 \leq R \leq 0,7$ nimmt die mittlere Dauerfestigkeit nur um 5 % ab.

Die Absolutwerte dieser Versuchsreihen müssen jedoch kritisch bewertet werden. Trägt man die Ergebnisse zusammen mit denen der Innendruckversuche in ein Haigh-Diagramm ein, so stellt man fest, dass die Dauerfestigkeit der Biegeprüfung für $R = 0$ im Vergleich zu den Dauerfestigkeiten der Impulsprüfung zu niedrig liegt. Dieses unerwartete Ergebnis ist allem Anschein nach auf den Prüfaufbau

der 3-Punkt-Biegung zurückzuführen. Trotz der festen Einspannung am Prüfquerschnitt scheint die an der Prüfmaschine eingestellte Last nicht als alleinige Belastung in den Kerbgrund eingegangen zu sein. Der untere Punkt eines Schwingspiels mit einer Belastung von Null stellt einen undefinierten Lastzustand dar, an dem es zu Lastwechselreaktionen zwischen Zug- und Druckbelastung kommen würde. Zur Kompensation wurde die feste Einspannung an allen Spannstellen angedacht, die offensichtlich nicht ausreichte. Durch Betrieb bei Resonanz und nicht ausreichend steifer Verbindung kann es im Prüfquerschnitt zu hochdynamischen Lastüberhöhungen kommen, die von der Kraftmessdose, die weit davon entfernt liegt, nicht erfasst werden. Die Unbestimmtheit des Lastzustandes äußert sich in einer ständigen Fluktuation der Resonanzfrequenz, was die Prüfung zum Teil erschwerte. Diese Frequenzänderung kann nur auf Änderungen der Steifigkeit und damit der Einspannbedingungen zurückgeführt werden. Dies bedeutet, dass sich auch der Lastzustand und der Ort des Kerbgrundes im Laufe der Prüfung verändert hat, was zusätzlich zu einer Verfälschung der Versuchsergebnisse geführt hat.

Für eine Prüfung rein schwellender Belastung ist der verwendete Prüfstand nicht geeignet. Bei schwellender Belastung mit höheren Mittellasten ist dieses Phänomen nicht zu beobachten. Die Resultate können daher als verwendbar angesehen werden, auch wenn es im Fall der Biegeprüfung bei $R = 0,7$ zu erklärungsbedürftigen Ergebnissen kam. Bei der niedrigeren der beiden Laststufen wurde eine höhere Ausfallrate ermittelt als bei der höheren Laststufe.

Die Ursache hierfür lässt sich schwer angeben. Zum einen wäre es nach Kapitel 5.4 möglich, dass der modellvorstellungswidersprechende Versuchsausgang der Versuchsreihe rein zufällig bedingt ist. Für einen Stichprobenumfang von $n = 7$ wäre das Vertrauensintervall von Abbildung 29 noch etwas breiter und damit die Möglichkeit einer Überlappung der Ausfallraten noch größer. Die Wahrscheinlichkeit für ein derartiges Ereignis wäre dennoch gering.

Zum anderen liegen die Kerbspannungen bei so hohen Spannungsverhältnissen deutlich über der Streckgrenze. Durch die starken Plastifizierungen liegt der tatsächliche Spannungszustand vom linear-

elastischen, der in die Berechnung der Kerbgrundspannungen eingegangen ist, weit entfernt. Dadurch könnten andere Einflussgrößen auf den Versuchsausgang, wie z. B. die Streuung der dynamischen Festigkeit und des plastischen Verhaltens, im Gegensatz zu Versuchen mit überwiegend elastischen Lastzuständen stärker ausgeprägt sein.

Diese Erklärungsansätze sind jedoch nur spekulativ. Eine fundierte Aussage kann nur durch weiterer Untersuchungen gegeben werden. Die mittlere Dauerfestigkeit bei $R = 0,7$ kann folglich erst einmal nicht als zuverlässiger Absolutwert⁵⁵ angesehen werden. Wohl liefert aber dieses Ergebnis den Hinweis, dass der Einfluss von Mittelspannungen auf die ertragbaren Lastamplituden für Spannungsverhältnisse größer 0,5 – zumindest solange man nicht in die Nähe der statischen Festigkeit kommt – zu vernachlässigen ist. Treten in einem Kollektiv nennenswert viele Lastspiele an dieser Grenze auf, sollte die Aussage noch einmal besonders kritisch überdacht werden. Das vorliegende Datenmaterial rechtfertigt hier keine Aussage.

Wegen der Unzuverlässigkeit der zwei Versuchsreihen ist die Auswertung der Ergebnisse von Abbildung 43 analog zu Kapitel 6.1.1 nicht zielführend. Da die Werte der dort ermittelten Mittelspannungsempfindlichkeiten für den Bereich $-0,2 \leq R_\sigma \leq 0,5$ zuverlässig, experimentell untermauert sind, behalten sie für die dauerfeste Auslegung ihre Gültigkeit.

Bei einer betriebsfesten Auslegung sollte man jedoch dieses Ergebnis noch einmal überdenken, denn für große Spannungsverhältnisse scheint die Extrapolation der Goodman-Geraden die dynamische Festigkeit des Werkstoffes zu unterschätzen.

Der Vorschlag für die Dauerfestigkeitslinie im Haigh-Diagramm von HAIBACH beschreibt das Mittelspannungsverhalten qualitativ besser. Der Einfluss von Mittelspannungen nimmt mit deren wachsendem Wert stetig ab, bis er sich ab $R = 0,5$ nicht mehr feststellen

⁵⁵Die mittlere Dauerfestigkeit der Versuchsreihe mit $R = 0,7$ wurde aus dem Ergebnis des Lastniveaus mit Ausfällen und Durchläufern und der Streuung aus dem Versuch mit dem Basisdüsen-design berechnet. Die höhere Laststufe mit der geringeren Ausfallrate blieb bei der Berechnung unberücksichtigt.

lässt. In Abbildung 43 sieht man jedoch, dass die Festigkeit für $R > 0$ nun deutlich überschätzt wird. Eine Auslegung auf Grundlage dieser Theorie wäre damit unsicher.

Eine wesentlich bessere Übereinstimmung zwischen Experiment und Theorie erhält man als Mittelweg zwischen den beiden bereits genannten Ansätzen, wenn man die Neigung M der Goodman-Geraden über den Schnittpunkt mit $R = 0$ hinaus beibehält und erst ab einem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ waagrecht abknickt. Mit dieser Modifikation werden nicht nur die Versuchsergebnisse im Bereich $0 \leq R \leq 0,5$ besser beschrieben, sondern für $R > 0$ führt sie auch zu einer konservativen und damit sicheren Einschätzung der Werkstofffestigkeit. Führt man die Auswertung nach der GEH durch (siehe Abbildung 44), so stimmt zwar die Modifikation von HAIBACHs Vorschlag noch besser mit den Versuchsergebnissen überein, jedoch ist die Auslegung dann nicht mehr konservativ.

Der Nachweis für die eine oder andere Theorie kann aber nur durch Wiederholung der Werkstoffversuche mit geeignetem Versuchsaufbau erbracht werden. Dazu wären auch zusätzliche Versuchsreihen mit Spannungsverhältnissen zwischen den drei bereits getesteten hilfreich. Für eine bessere Übertragbarkeit auf reale Bauteile sollte dann aber auf gekerbte Probestäbe⁵⁶ zurückgegriffen werden.

Bis dahin bleibt die Modifikation des Vorschlags von HAIBACH die wahrscheinlichste der Annahmen den Mittelspannungseinfluss für große Mittelspannungen quantitativ richtig zu erfassen.

⁵⁶Z. B. nach [UPF99].

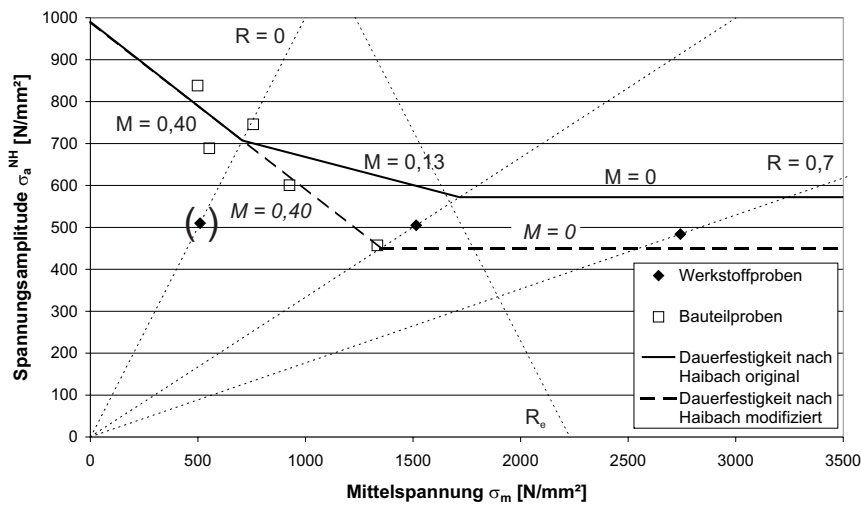


Abbildung 43: Haigh-Diagramm der Werkstoffproben verglichen mit den Bauteilproben, dargestellt für Kerbgrundspannungen gebildet nach der NH

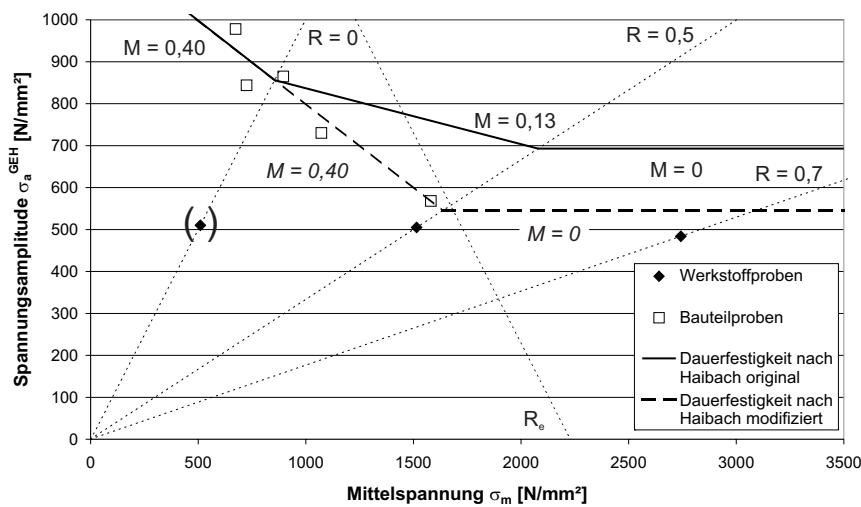


Abbildung 44: Haigh-Diagramm der Werkstoffproben verglichen mit den Bauteilproben, dargestellt für Kerbgrundspannungen gebildet nach der GEH

6.2 Auswertung der Berechnung

6.2.1 Übertragung auf andere Geometrien

Die im vorangegangenen Kapitel erörterten Versuche dienen dazu, die für die Übertragbarkeit der Festigkeitswerte notwendigen Parameter quantitativ zu beschreiben. Im Folgenden soll überprüft werden, mit welcher Zuverlässigkeit damit und der in Kapitel 4.4 vorgestellten Berechnungsmethode die experimentell ermittelten Dauerfestigkeiten anderer Düsenvarianten berechnet werden kann.

Es stehen dazu die Datensätze von insgesamt 11 unabhängigen⁵⁷ Versuchsreihen zur Verfügung⁵⁸. Dazu zählen neben den Versuchsreihen 2 bis 5 von Tabelle 7 (arabische Ziffern 2 bis 5) noch die Ergebnisse von sieben weiteren Konstruktionen, die für die Entwicklung von Serienprojekten u. a. während der Entstehung dieser Arbeit getestet wurden (römische Ziffern I bis VII).

Bei den Düsenvarianten handelt es sich um unterschiedliche Konstruktionen, die alle aufgrund einer Überbelastung, hervorgerufen durch Innenhochdruck, nach dem in Kapitel 5.7 beschriebenen Schadensmechanismus versagten. Die Formzahlen $K_{t,p}$ liegen in einem Bereich von 4 bis 6⁵⁹, die Unterspannungen σ_u im Bereich von -436 N/mm² bis 242 N/mm². Es kann aufgrund der identischen Herstellungsverfahren und Wärmebehandlungen von einheitlichen Werkstoffeigenschaften ausgegangen werden. Jedoch stellten sich konstruktionsbedingt z. T. unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten ein.

Als Basis für die Bewertung der vorgestellten Übertragungsfaktoren soll die Vorhersagegenauigkeit der Dauerfestigkeit von Düsenvarianten ohne Übertragung von fallspezifischen Kennwerten dienen. Die trivialste Methode, eine Vorhersage über die Dauerfestigkeit anderer Varianten zu machen, ist die Annahme:

⁵⁷Unabhängig bedeutet, dass der dazugehörige Gütegrad η (siehe nächste Seite) nicht durch direkte Ableitung eines Übertragungsfaktors künstlich zu 1 gemacht wird.

⁵⁸Einzelergebnisse der Versuchsreihen siehe Tabelle 52 und 53 im Anhang.

⁵⁹Anmerkung siehe Fussnote 43.

*Alle Düsenvarianten haben die selbe Dauerfestigkeit*⁶⁰.

Zur Analyse der Genauigkeit dieser Trivialmethode wird der Gütegrad η als Quotient aus den mittleren Dauerfestigkeiten der unabhängigen Geometrievariante und dem Basisdüsendesign eingeführt:

$$\eta = \frac{\bar{\sigma}_a(\text{Variante } i)}{\bar{\sigma}_a(\text{Basisdesign})} \quad (169)$$

mit $i = 1, 2, \dots, 11$

Das Datenmaterial der 11 unabhängigen Versuchsreihen kann man als Stichprobe aus der Grundgesamtheit aller innenhochdruckbelasteten Bauteile aus einsatzgehärtetem 18CrNi8 ansehen. Zur Beurteilung der Methode können somit die statistischen Kennzahlen der Gütegrade dieser Stichprobe herangezogen werden⁶¹.

Dazu werden die nach Gleichung 169 ermittelten Gütegrade η aufsteigend geordnet und mit einer Ordnungszahl j versehen. Anschließend wird nach dem Ansatz von ROSSOW [Ros64] jedem Wert eine Wahrscheinlichkeit P zugeordnet.

$$P = \frac{3j - 1}{3n + 1} \quad (170)$$

mit: $n = 11 = \text{Anzahl der vorliegenden Versuche}$

So lassen sich die Gütegrade der 11 Versuchsreihen im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz darstellen. Aus der Lage der Ausgleichsgeraden wird der Mittelwert $\bar{\eta}$ ($P = 50\%$) und die Streuspanne T_A ermittelt. Diese ist analog den Gleichungen 2 und 3 definiert:

$$T_A = \frac{\eta(P = 90\%)}{\eta(P = 10\%)} \quad (171)$$

⁶⁰Nämlich die des Basisdüsendesigns.

⁶¹Würden Vorhersage und Experiment exakt übereinstimmen, so würde sich für die statistische Verteilung aller Gütegrade ein Erwartungswert von Eins und eine Standardabweichung von Null ergeben. Abweichungen davon sind sowohl auf systematische wie auch zufällig bedingte Fehler zurückzuführen.

Die Standardabweichung des logarithmischen Merkmals $s_{\eta, \log}$ berechnet sich aus der Streuspanne T_A .

$$s_{\eta, \log} = \frac{\log T_A}{2,56} \quad (172)$$

Als Äquivalent dazu erhält man den linearen Wert der Standardabweichung s bei logarithmischer Merkmalsteilung aus:

$$s_{\eta} = \frac{\eta(P = 90\%) - \bar{\eta}}{1,28} = \frac{\eta(P = 10\%) - \bar{\eta}}{-1,28} \quad (173)$$

Für die in Abbildung 45 graphisch dargestellten Gütegrade der Trivialmethode ergeben sich folgende Werte:

$\bar{\eta}$	1,12
$s_{\eta, \log}$	0,060
s_{η}	0,171
T_A	1,43
R^2	0,954

Tabelle 29: Ergebnis der statistischen Auswertung der Trivialmethode

Bereits wegen der großen Streubreite ist diese Methode für eine brauchbare Bestimmung der Dauerfestigkeit ungenügend. Noch fataler ist jedoch, dass die fehlende Erwartungstreue des Mittelwertes jegliche zielgerichtete Vorhersage der mittleren Dauerfestigkeit unmöglich macht. Tabelle 29 kann aber als Maßstab verwendet werden um die Verbesserung der Vorhersagegenauigkeit zu bewerten.

Eine weitaus bessere Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch sollte sich ergeben, wenn in die Bestimmung der Dauerfestigkeit alle übertragungsrelevanten Faktoren mit eingehen. Die Ableitung der Dauerfestigkeitswerte erfolgt dann aus der Aussage

Alle Düsenvarianten haben die selbe Kerbgrundfestigkeit⁶².

⁶²Nämlich die des Basisdesigns.

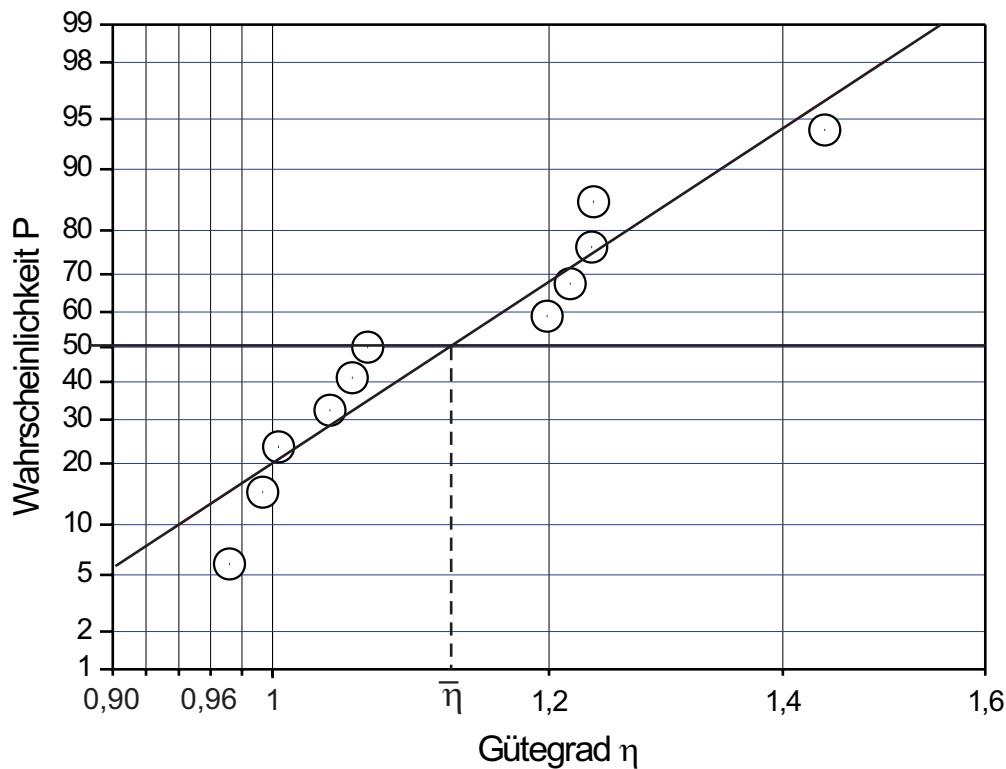


Abbildung 45: Darstellung der Gütegrade der 11 Versuchsreihen im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz

Die Übertragung dieses Wertes auf andere Lastfälle oder Geometrien erfolgt durch die in Kapitel 6.1 erarbeiteten Faktoren.

Auch hier wird als Maß, wie gut die berechnete Dauerfestigkeit mit der im Experiment ermittelten übereinstimmt, in Analogie zu Gleichung 169 ebenfalls ein Gütegrad η als Quotient beider Festigkeiten definiert:

$$\eta = \frac{\bar{\sigma}_a(\text{Rechnung})}{\bar{\sigma}_a(\text{Versuch})} \quad (174)$$

Die rechnerische Spannungsamplitude $\bar{\sigma}_a(\text{Rechnung})$ erhält man aus Gleichungen 107 in Verbindung mit 109. Die dafür notwendigen Eingangsgrößen können Tabelle 30 entnommen werden.

Parameter	Beschreibung	Kapitel	Wert
σ_w	Kerbgrundfestigkeit; abhängig von Verteilungsfunktion und Vergleichsspannungshypothese	6.1.2	Gl. 152 bzw. Gl. 153
n_{sm}/n_{st}	Stützziffer zur Berücksichtigung der Kerbgrundgröße	6.1.4	Gl. 80 mit $\kappa = 22$
F_O	Oberflächenfaktor	6.1.3	Gl. 159
M	Mittelspannungsempfindlichkeit	6.1.1	Tab. 14 bzw. 16
$K_{t,p}, \sigma_u$	Formzahl und Unterspannung	5.6	Aus FEM nach Abb. 36

Tabelle 30: Eingangsgrößen zur Berechnung der ertragbaren Druckschwingbreite Δp

Die Auswertung der statistischen Größen der Gütegradverteilung erfolgt mit der bereits beschriebenen Methode.

	NH	GEH
$\bar{\eta}$	0,955	0,973
$s_{\eta,log}$	0,0302	0,0288
s_{η}	0,0696	0,0672
T_A	1,20	1,18
R^2	0,985	0,961

Tabelle 31: Auswertung der Gütegrade unter Verwendung der einheitlichen Kerbgrundspannung des Basisdesigns

Durch die Einbeziehung der Übertragungsfaktoren in die Berechnung der Dauerfestigkeiten unabhängiger Geometrievarianten, halbiert sich nicht nur die Streuung und damit die Zuverlässigkeit, sondern der Mittelwert der Gütegrade nähert sich seinem Erwartungswert von Eins.

In Abbildung 46 sind die Gütegrade unter Zugrundelegung einer Lo-

gitverteilung dargestellt⁶³.

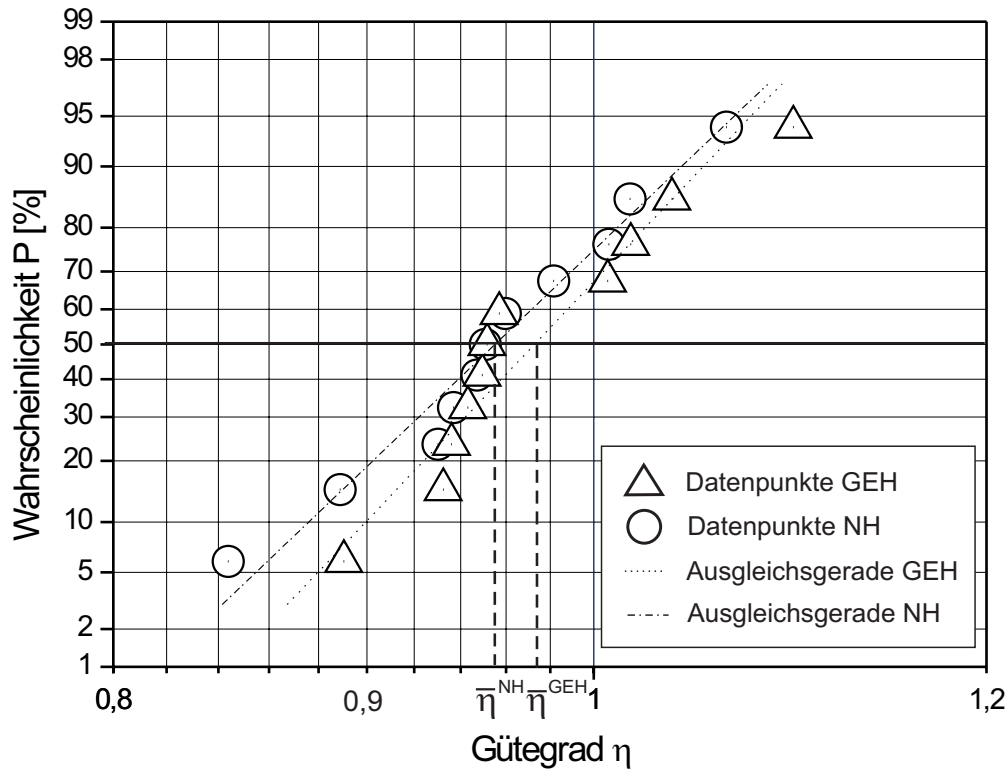


Abbildung 46: Darstellung der Gütegrade der 11 Versuchsreihen im Gauß'schen Wahrscheinlichkeitsnetz

Das Bestimmtheitsmaß R^2 der linearen Regression im Wahrscheinlichkeitsnetz hat für die Bewertung der Berechnungsgüte eigentlich keine Aussagekraft. Lassen sich die Datenpunkte durch die Ausgleichsgerade sehr gut annähern ($R^2 \approx 1$), so kann daraus nur geschlussfolgert werden, dass die Versuchsergebnisse zu einer lognormalverteilten Grundgesamtheit gehören. Ist dieser Schluss hinreichend belegbar, so erleichtert das die weitere Auswertung mit Intervallschätzungen und Hypothesentests. Auch wenn sich die Bestimm-

⁶³Quantitativ unterscheidet sich die Darstellung zwar je nach dem, welche Verteilungsfunktion verwendet wird, die qualitative Aussage bleibt jedoch erhalten. Auf diesen Einfluss wird später detailliert eingegangen.

heitsmaße von NH und GEH unterscheiden, kann mit Werten über 0,95 von einer Lognormalverteilung ausgegangen werden.

Ohne näher auf den stochastischen Charakter einzugehen erscheint die Annahme gerechtfertigt, dass die Eingangsparameter zur Bildung des Gütegrades und die Versuchsergebnisse in erster Näherung symmetrisch um ihren Mittelwert verteilt sind, was folglich auch für die Gütegrade gelten müsste. Sind in die Berechnung des Gütegrades η die tatsächlichen Mittelwerte der statistischen Größen eingegangen, so wird für den Mittelwert von η nach der Definition von Gleichung 174 ein Wert von Eins erwartet. Unterscheidet sich dessen Lage jedoch signifikant davon, so beinhaltet die Berechnung einen oder mehrere systematische Fehler.

Nach Tabelle 31 ergibt sich für den mittleren Gütegrad $\bar{\eta}$ mit 0,95 bzw. 0,97 nicht exakt ein Wert von Eins, was aufgrund der Vielzahl von statistischen Einflüssen nicht verwunderlich ist. Die Frage die sich dabei stellt, ist, ob der Unterschied signifikant oder nur zufällig bedingt ist. Darauf kann eine Antwort gegeben werden, wenn man sich den Wertebereich ansieht, den $\bar{\eta}$, bedingt durch die sonst bereits bekannten Streueinflüsse auf die Bestimmung des Gütegrades, einnehmen kann.

Mathematisch lässt sich dieses Vorgehen durch einen Einstichproben-Gaußtest realisieren. Die noch verbleibenden Streueinflüsse auf den Wert von Gleichung 174 sind die Ermittlungsgenauigkeit der mittleren Dauerfestigkeit γ_L , sowie die Streuung der Kerbgrundspannungen σ_i ⁶⁴ infolge Geometrietoleranzen. Die Streuung der Kerbgrundfestigkeit wurde ja bereits durch die alleinige Betrachtung der Festigkeitsmittelwerte eliminiert.

Das Vertrauensintervall für $\bar{\eta}$ ist neben der Stichprobenanzahl n von der Standardabweichung s_{SE} der Streueinflüsse abhängig. Diese wird aus den Untersuchungen von Kapitel 5.4 und 5.5 als bekannt vorausgesetzt. Damit gilt [BB01]:

$$1 - \frac{c_1 \cdot s_{SE}}{\sqrt{n}} \leq \bar{\eta} \leq 1 + \frac{c_1 \cdot s_{SE}}{\sqrt{n}} \quad (175)$$

⁶⁴Mit i = a, m, o, u.

mit:

$$\begin{aligned} c_1 &= \left(1 - \frac{\alpha}{2}\right) - \text{Fraktil der Standardnormalverteilung} \\ s_{SE} &= \text{Standardabweichung der Streueinflüsse} \\ n &= \text{Stichprobenanzahl} \\ \alpha &= \text{Signifikanzniveau} \end{aligned}$$

Die Standardabweichung der beiden Streueinflüsse s_{SE} erhält man durch Addition der Varianzen beider Parameter. Diese Zusammenfassung ist nur möglich, wenn jeweils die relativen, auf den Mittelwert bezogenen Merkmale verwendet werden.

$$s_{SE}^2 = s^2(\gamma_L) + s^2(\sigma_i) \quad (176)$$

Die Standardabweichung der Kerbgrundspannung $s(\sigma_i)$ ist direkt aus Kapitel 5.5 zu entnehmen⁶⁵, die der Ermittlungsgenauigkeit $s(\gamma_L)$ muss jedoch erst aus dem in Abbildung 31 dargestellten Untersuchungsergebnis abgeleitet werden.

Nach Gleichung 131 stellt γ_L das 95 % - Vertrauensintervall der mittleren Dauerfestigkeit \bar{L} dar. Bei einem als realistisch anzusehenden, mittleren Wert für γ_L von 0,20 gilt mit 95 % Aussagesicherheit:

$$0,9 \leq \bar{L} \leq 1,1 \quad (177)$$

Aus der standardisierten Zufallsvariable u der Standardnormalverteilung:

$$u = \frac{x - \bar{x}}{s} \quad (178)$$

erhält man durch Umstellen in Verbindung mit Gleichung 177 die Standardabweichung $s(\gamma_L)$ aus:

$$s(\gamma_L) = \frac{0,9 - 1}{u(P = 0,025)} = \frac{1,1 - 1}{u(P = 0,975)} = 0,051 \quad (179)$$

⁶⁵ $s(\sigma_i) = s_{\Delta p}$

Die Standardabweichung beider Einflüsse S_{SE} ergibt sich aus Gleichung 176 in Verbindung mit Gleichung 179 und Abbildung 34 zu:

$$s_{SE} = \sqrt{0,051^2 + 0,02^2} = 0,055 \quad (180)$$

Zusammen mit Gleichung 182 ergeben sich daraus mit einem Stichprobenumfang von $n = 11$ die Grenzen des 95 % - Vertrauensintervalls für den Mittelwert des Gütegrad $\bar{\eta}$ zu:

$$0,968 \leq \bar{\eta} \leq 1,032 \quad (181)$$

Nachdem der mittlere Gütegrad nach der NH nachweislich signifikant von Eins verschieden ist und der mittlere Gütegrad nach der GEH auch nur knapp innerhalb des Vertrauensintervalls zu finden ist, liegt der Verdacht nahe, dass, sofern die Streuung der Gütegrade nicht von noch einem weiteren Faktor bedingt wird, in die Berechnung der mittleren Dauerfestigkeit ein systematischer Fehler eingeflossen ist. Auf diesen Umstand wird in Kapitel 6.2.2 näher eingegangen.

Von größtem Interesse bei der Bewertung einer Berechnungsmethode ist die Kenntnis, um wie viel sich Versuch und Rechnung im schlimmsten Fall unterscheiden können. Darüber liefern die Extremwerte der Gütegrade eine Auskunft. Diese können wiederum aus der statistischen Verteilung und speziell aus deren Streuung abgeleitet werden. Als Kriterium, die Zuverlässigkeit der Berechnungsmethode zu bewerten, eignet sich daher die Streuung der Gütegrade. Ein quantitatives Maß für die Streuung ist die Standardabweichung s_{log} der Gütegrade. Je kleiner ihr Wert, desto größer ist die Zuverlässigkeit. Sie beinhaltet aber auch Streueinflüsse, die nicht durch die Methode bedingt sind. Hier wäre die Streuung der Eingangsgrößen, Chargenschwankungen und die Ermittlungsgenauigkeit der experimentellen mittleren Dauerfestigkeit zu nennen.

Ob die Streuung der Gütegrade bereits durch die Streuung der experimentellen Dauerfestigkeit und der Kerbgrundspannungen gegeben ist, oder durch die Berechnung eine weitere Unsicherheit hinzukommt, lässt sich auch durch eine Intervallschätzung beantworten.

Wäre s_η maßgeblich bereits durch $s(\gamma_L)$ und $s(\sigma_i)$ bestimmt, so müsste der Wert der Standardabweichung der Gütegrade s_η (lineare Merkmalsteilung !) durch folgendes Intervall begrenzt sein [BB01]:

$$\frac{(n-1) \cdot s_{SE}^2}{c_2} \leq s_\eta^2 \leq \frac{(n-1) \cdot s_{SE}^2}{c_3} \quad (182)$$

mit:

$$\begin{aligned} c_2 &= \left(1 - \frac{\alpha}{2}\right) - \text{Fraktil der } \chi^2\text{-Verteilung} \\ c_3 &= \frac{\alpha}{2} - \text{Fraktil der } \chi^2\text{-Verteilung} \end{aligned}$$

Daraus ergibt sich mit einem Stichprobenumfang von $n = 11$ die Grenzen des 95 % - Vertrauensintervalls für die Standardabweichung des Gütegrad s_η zu:

$$1,48 \cdot 10^{-3} \leq s_\eta^2 \leq 9,31 \cdot 10^{-3} \quad (183)$$

Die Varianzen als Quadrate der Standardabweichungen sowohl nach der NH als auch nach der GEH, liegen mit Werten von $4,84 \cdot 10^{-3}$ bzw. $4,51 \cdot 10^{-3}$ deutlich innerhalb dieser Grenzen.

Untersucht man beide Streuparameter getrennt voneinander, indem man die Vertrauensintervalle für s_η betrachtet, die sich durch die Einzelstandardabweichungen ergeben, so zeigt sich, dass die Geometrietoleranzen nicht ausreichend sind, um die Ungenauigkeit der Berechnung zu erklären, denn die Varianz von η liegt deutlich außerhalb des Vertrauensintervalls.

Anders sieht es hingegen mit dem Einfluss der Ermittlungsgenauigkeit aus. Wie in Kapitel 5.5 vermutet, reicht die dadurch verursachte Streuung allein aus, um den Wert der Streuung von η zu erklären. Die Berechnungsgenauigkeit der mittleren Dauerfestigkeit wird demnach bereits durch die Ermittlungsmethode der experimentellen Dauerfestigkeit begrenzt.

Vertrauensintervall gebildet durch die Standardabweichung der Kerbgrundspannungen $s(\sigma_i)$:

$$0,19 \cdot 10^{-3} \leq s_\eta^2 \leq 1,23 \cdot 10^{-3} \quad (184)$$

Vertrauensintervall gebildet durch die Standardabweichung der Ermittlungsgenauigkeit der experimentellen Dauerfestigkeit $s(\gamma_L)$:

$$1,27 \cdot 10^{-3} \leq s_{\eta}^2 \leq 8,00 \cdot 10^{-3} \quad (185)$$

Berechnet man das Vertrauensintervall für $\bar{\eta}$ anstelle aus beiden Standardabweichungen nur aus der Dominaten, der der Ermittlungsgenauigkeit $s(\gamma_L)$, sind die Änderungen nur marginal:

$$0,970 \leq \bar{\eta} \leq 1,030 \quad (186)$$

6.2.2 Einfluss der Kerbgrundfestigkeiten

Im vorangegangenen Kapitel konnte nachgewiesen werden, dass durch die Implementierung der Übertragungsfaktoren die Streuung der berechneten Dauerfestigkeit geringer ist als die experimentelle Ermittelbarkeit. Jedoch stellte sich auch heraus, dass sich in der Berechnung ein systematischer Fehler verborgen hält.

Die wahrscheinlichste Quelle hierfür ist der Wert der Kerbgrundfestigkeit, die als Basis für jede weitere Übertragung dient.

Wegen eines mittleren Gütegrades kleiner Eins liegt die Vermutung nahe, dass die tatsächliche Kerbgrundfestigkeit σ_w des einsatzgehärteten 18CrNi8 höher liegen muss, als bei der Versuchsreihe mit dem Basisdüsensdesign - auf dessen Kerbgrundfestigkeit die Berechnungen beruhen - experimentell ermittelt wurde.

Eine Möglichkeit durch Ändern des Kerbgrundfestigkeitswertes Erwartungstreue und Vorhersagegenauigkeit zu verbessern, ist als Eingangsgröße den Ansatz der lokalen Dauerfestigkeit nach MURAKAMI zu benutzen. Die Ermittlung der Kerbgrundfestigkeit erfolgt dann - abweichend von Tabelle 30 - anhand der Gleichungen 17 und 154 für die optimierte Korngröße von $KG = 4,5 \mu m$.

Die statistische Auswertung der Gütegrade ist Tabelle 32 zu entnehmen.

	NH	GEH
$\bar{\eta}$	0,971	1,022
$s_{\eta,log}$	0,0359	0,0249
s_{η}	0,0847	0,0607
T_A	1,24	1,16
R^2	0,959	0,976

Tabelle 32: Auswertung der Gütegrade unter Verwendung der Kerbgrundfestigkeit nach dem Ansatz von MURAKAMI

Durch die geänderte Bestimmungsgleichung der Kerbgrundfestigkeit verschieben sich die Mittelwerte der Gütegrade $\bar{\eta}$ tatsächlich in Richtung Eins, so dass nun die Werte für beide Vergleichsspannungshypothesen im Vertrauensintervall liegen. Hingegen verschlechtert sich die Vorhersagegenauigkeit in Form der Gütegradstreuung bei der Auswertung nach der NH. Die Zunahme der Streuung fällt allerdings nicht so groß aus, dass Ungleichung 185 seine Gültigkeit verliert. Die Ermittlungsgenauigkeit der experimentellen Dauerfestigkeit bleibt damit weiterhin limitierende Größe.

Bei der Auswertung nach der GEH wirkt sich die Änderung positiv sowohl auf den Erwartungswert als auch auf die Streuung aus.

Ein weiterer Ansatz für die zu verwendende Kerbgrundfestigkeit ist, anstelle der Festigkeitswerte der in Kapitel 5.1.1 beschriebenen Versuchsreihe, die sich im Rahmen der Auswertung der Mittelspannungsempfindlichkeit erhaltenen Festigkeitswerte zu verwenden. Anders als in Tabelle 30 dargestellt, erfolgt anstelle von Gleichung 152 bzw. 153 die Ermittlung der Kerbgrundfestigkeit dann nach den Tabellen 14 und 16 für den Ansatz nach GERBER als Eingangsgröße für Gleichung 106 und 109. Dadurch ändern sich die Werte in Tabelle 31 wie folgt:

	NH	GEH
$\bar{\eta}$	0,970	1,001
$s_{\eta,log}$	0,0359	0,0246
s_{η}	0,0846	0,0588
T_A	1,24	1,16
R^2	0,959	0,970

Tabelle 33: Auswertung der Gütegrade unter Verwendung der einheitlichen Kerbgrundfestigkeit aus Tabelle 14 bzw 16

Diese Anpassung bringt im Vergleich zu Tabelle 32 nur eine kleine Verbesserung mit sich. Lediglich der mittlere Gütegrad nach der GEH $\bar{\eta}^{GEH}$ verschiebt sich stärker in Richtung Erwartungswert Eins und liegt nun bis auf ein Promill im Zentrum des Vertrauensintervalls.

Anschaulicher für die Bewertung der Genauigkeit der Berechnungsmethode ist der Wertebereich in dem alle Gütegrade wahrscheinlich liegen werden. Unter Vernachlässigung der logarithmischen Teilung gilt in erster Näherung für eine Wahrscheinlichkeit von $1 - \alpha$ für die Normalverteilung:

$$\bar{\eta} - s_{\eta} \cdot c_1 \leq \eta \leq \bar{\eta} + s_{\eta} \cdot c_1 \quad (187)$$

oder:

$$\eta = \bar{\eta} \pm \Delta\eta \quad (188)$$

mit:

$$\Delta\eta = s_{\eta} \cdot c_1$$

Für Tabelle 33 ergibt sich damit der Wertebereich für die Gütegrade um den Mittelwert $\Delta\eta$ und damit die Abweichung der rechnerischen Dauerfestigkeit von der tatsächlichen mit einem Konfidenzniveau von 95 % wie folgt:

$$\Delta\eta^{NH} = \pm 0,0846 \cdot 1,645 = 0,139 \quad (189)$$

$$\Delta\eta^{GEH} = \pm 0,0588 \cdot 1,645 = 0,097 \quad (190)$$

Erstaunlich ist, dass Tabelle 33 im Vergleich zu Tabelle 32 fast das selbe Bild zeigt. Mit den rein anhand zweier Gefügekennwerte, der lokalen Härte und der mittleren Korngröße, abgeleiteten Ansatz von MURAKAMI lassen sich die selben positiven Ergebnisse erzielen, als würde die Berechnung auf den Mittelwerten von fünf Versuchsergebnissen beruhen. Fraglich dabei bleibt allerdings, ob dies tatsächlich in der Gültigkeit des Ansatzes begründet ist oder sich nur zufällig ergeben hat. Darüber kann mit dem vorliegenden Datenmaterial keine Aussage getroffen werden.

Bisher wurde über die Wahl der zu verwendenden Verteilungsfunktion oder Vergleichsspannungshypothese keine Entscheidung getroffen. Der Wert der versuchstechnisch ermittelten Dauerfestigkeit $\bar{\sigma}_a(Versuch)$ und die Eingangsgrößen zur Bestimmung von $\bar{\sigma}_a(Rechnung)$ hängen von beiden Parametern ab und somit auch der Gütegrad η .

Dies bietet die Möglichkeit die Gütegrade der 11 zuvor verwendeten Datensätze auch zur Beurteilung der Vergleichsspannungshypothese und der Verteilungsfunktion heranzuziehen. Geordnet nach den beiden Einflüssen, sind in Tabelle 34 der Mittelwert und die Streuung der sich nach den Eingangsgrößen für die Berechnung der Werkstoffwechselfestigkeit nach Tabelle 14 bzw. 16 für den Ansatz nach GERBER ergebenden Gütegrade eingetragen.

Verteilungs- funktion	Vergleichs- spannungs- hypothese	$\bar{\eta}$	$s_{\eta, \log}$	T_A	R^2
Logit	GEH	1,001	0,0246	1,16	0,970
Weibull	GEH	0,978	0,0301	1,19	0,964
Lognormal	GEH	0,998	0,0248	1,16	0,970
$\arcsin\sqrt{p}$	GEH	0,999	0,0254	1,16	0,968
Logit	NH	0,970	0,0359	1,24	0,959
Weibull	NH	0,963	0,0393	1,26	0,975
Lognormal	NH	0,97	0,0362	1,24	0,966
$\arcsin\sqrt{p}$	NH	0,976	0,0363	1,24	0,971

Tabelle 34: Auswertung der Gütegrade η der 11 Versuchsreihen in Abhängigkeit von der Vergleichsspannungshypothese und der Verteilungsfunktion

6.2.3 Vergleich der Verteilungsfunktionen

Aufgrund des statistischen Charakters der Dauerfestigkeit kann die Angabe eines Wertes nur zusammen mit der dazugehörigen Ausfallwahrscheinlichkeit erfolgen.

$$\sigma_w = f(P_A) \quad (191)$$

Die Ermittlung dieses funktionellen Zusammenhangs erfolgt punktweise für einzelne Lasthorizonte nach den Gleichungen 88 bis 90. Aus nachvollziehbaren Gründen kann dies nur für einige wenige Lasthorizonte erfolgen. Um aber dennoch Aussagen über dazwischen oder sogar weit außerhalb des experimentellen Erfahrungsschatzes liegende Laststufen machen zu können, muss über den Zusammenhang von Gleichung 191 eine Annahme getroffen werden, um diesen mit mathematischen Mitteln beschreiben zu können.

In Kapitel 4.3.3 wurden die vier in der Festigkeitsberechnung schwingend belasteter Bauteile gängigsten Verteilungsfunktionen vorgestellt. Bei einem Vergleich der Funktionen wurde bereits deutlich,

dass die Wahl einer Funktion einen entscheidenden Einfluss auf die Auslegung eines Bauteils hat, da man sich meist auf geringere Ausfallwahrscheinlichkeiten beziehen muss. Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgte in dieser Arbeit für alle vier Verteilungsfunktionen.

Um herauszufinden, ob eine Funktion das Dauerfestigkeitsverhalten signifikant besser beschreibt als eine andere, würde man üblicherweise die Versuchsergebnisse in die Wahrscheinlichkeitsnetze der einzelnen Funktionen eintragen und eine Entscheidung zugunsten der Funktion treffen, die die Versuchsergebnisse am besten beschreibt, wobei sich als Kennzahl z. B. das Bestimmtheitsmaß R^2 anbieten würde. Da für die meisten Versuchsreihen nur zwei Ergebnisse⁶⁶ zur Verfügung stehen, kann aber dieses Vorgehen hier nicht zielführend sein. Die beiden Parameter einer jeden Verteilungsfunktion werden durch nur zwei Ergebnisse immer eindeutig beschrieben ($R^2 = 1$).

Es bleibt hier nur die Möglichkeit eine Entscheidung mithilfe der Vorhersagegenauigkeit in Form des Gütegrades η zu fällen. Führt eine Verteilungsfunktion zu deutlich niedrigeren Streuungen der Gütegrade, so kann mit dieser Funktion eine höhere Vorhersagegenauigkeit erzielt werden.

Anhand des Datenmaterials von Tabelle 34 sieht man auf den ersten Blick, dass sich die Standardabweichungen $s_{\eta, \log}$ speziell für die GEH unterscheiden. Entscheidend ist wiederum, ob die Unterschiede signifikant sind.

Diese Fragestellung lässt sich abermals mithilfe von Hypothesentests beantworten. Dazu werden die Varianzen als Quadrate der logarithmischen Standardabweichungen s_{\log} verglichen.

Eine Verteilungsfunktion I hat eine größere Vorhersagegenauigkeit als die Funktion II , wenn gilt:

$$s_I^2 < s_{II}^2 \quad (192)$$

Diese Hypothese muss zugunsten der Gegenhypothese

⁶⁶Selbst bei der Versuchsreihe mit den meisten Lasthorizonten im Übergangsgebiet, der des Basisdüsendesigns, liegen nur drei Ergebnisse vor.

beide Varianzen sind gleich

abgelehnt werden, wenn gilt [BB01]:

$$\frac{s_I^2}{s_{II}^2} \leq c_4 \quad (193)$$

mit:

$c_4 = (1 - \alpha)$ - Fraktile der $F(n_I - 1; n_{II} - 1)$ -Verteilung

Die Quotienten der Varianzen können Tabelle 35 entnommen werden.

$\frac{s_I^2}{s_{II}^2}$ (NH)	Logit (II)	Weibull (II)	Lognormal (II)	$\arcsin\sqrt{p}$
Logit (I)	1	0,833	0,984	0,981
Weibull (I)	1,201	1	1,182	1,177
Lognormal (I)	1,016	0,846	1	0,996
$\arcsin\sqrt{p}$ (I)	1,020	0,849	1,004	1
$\frac{s_I^2}{s_{II}^2}$ (GEH)	Logit (II)	Weibull (II)	Lognormal (II)	$\arcsin\sqrt{p}$
Logit (I)	1	0,665	0,981	0,940
Weibull (I)	1,503	1	1,475	1,412
Lognormal (I)	1,019	0,678	1	0,958
$\arcsin\sqrt{p}$ (I)	1,064	0,708	1,044	1

Tabelle 35: Quotienten der Varianzen der Gütegrade

Die Fraktile der F-Verteilung sind in Abhängigkeit vom Signifikanzniveau α für 10 Zähler- und 10 Nennerfreiheitsgrade in Abbildung 47 graphisch dargestellt.

Vergleicht man Tabelle 35 und Abbildung 47, so sieht man, dass sich nicht einmal bei einem Signifikanzniveau von nur 25 % ein Unterschied zwischen den Verteilungen nachweisen lässt. Somit konnte nun der Eindruck von Abbildung 19 rechnerisch nachgewiesen werden.

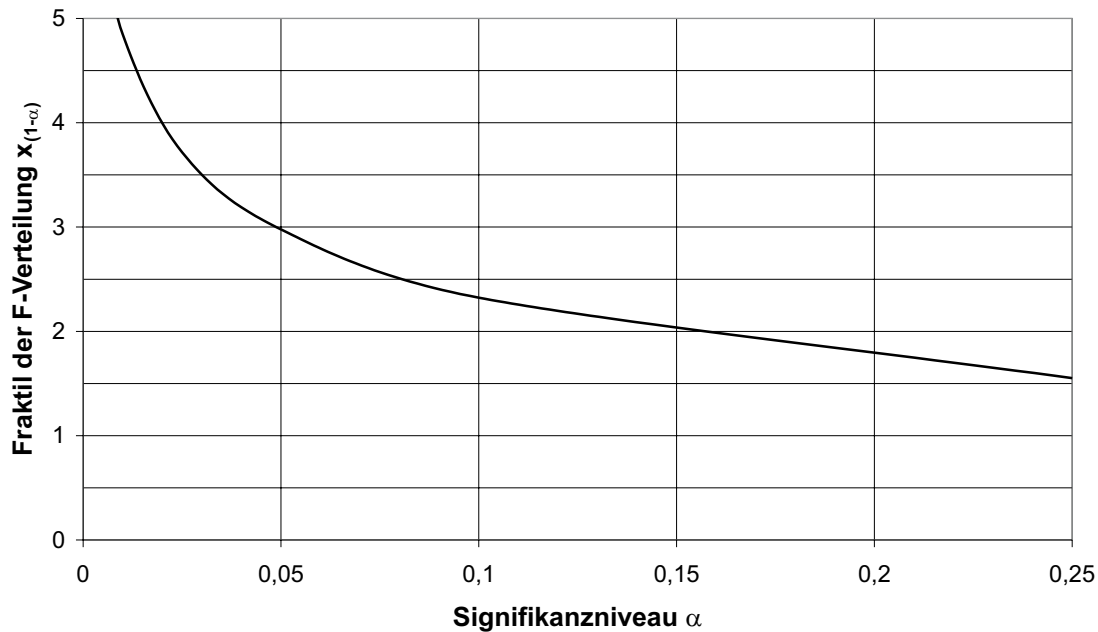


Abbildung 47: Fraktile der F-Verteilung für jeweils 10 Freiheitsgrade nach [Pok94]

Signifikante Unterschiede werden sich erst bei extremeren Ausfallwahrscheinlichkeiten ($\log(P_A)$ bzw. $\log(1 - P_A) \leq -3$) ergeben. Im Bereich $10^{-2} < P_A < 1 - 10^{-2}$ bleibt es dem Anwender frei überlassen, welches Verteilungsmodell er für seine Berechnungen wählt. Die Auswirkungen auf das Ergebnis sind vernachlässigbar.

6.2.4 Vergleich der Vergleichsspannungshypothesen

Da das Hauptachsensystem aller, im Rahmen dieser Arbeit untersuchter Kerbfälle während eines Lastspiels immer ortsfest bleibt, reduziert sich hier die Mehrachsigskeitsproblematik darauf, ob die erste Hauptspannung ausreicht, die Dauerfestigkeit spröder Randschichten einsatzgehärteter Bauteile zu beschreiben, und die Kerbfälle dadurch trotz ihrer Mehrachsigskeit als einachsiger Lastfall betrachtet werden können, oder ob dazu die beiden anderen Hauptspannungen auch ins Kalkül gezogen werden müssen.

Bei Kerbfällen mit mehrachsigen Spannungszustand ergeben sich spürbare Unterschiede in den Kerbgrundspannungen, je nach dem, ob sie nach der NH oder GEH gebildet werden. In Kapitel 6.1.2 wurde daher schon festgestellt, dass keine der Schätzformeln der lokalen Dauerfestigkeit auf beide Hypothesen angewendet werden kann, da sie nicht entsprechend differenzieren. Die anderen Eingangsparameter stellen im Wesentlichen nur Abminderungsfaktoren ohne absoluten Bezug dar, weswegen dies dort nicht zu beobachten ist. Bezüglich der lokalen Festigkeit nach MURAKAMI stimmen die Kerbspannungen am besten mit der Theorie überein, wenn nur die erste Hauptspannung betrachtet wird. Dies ist jedoch bei weitem kein Argument, der NH den Vorzug zu geben.

Die Auswahl der Vergleichsspannungshypothese, nach der die Berechnung der Kerbspannungen bzw. der Bauteildauerfestigkeiten durchgeführt werden soll, muss danach erfolgen, wie gut die damit erfolgte Berechnung mit den Versuchsergebnissen für jeden Kerbfall (egal ob ein- oder mehrachsiger Spannungszustand, oder ob Axialkraft, Biegung oder Innendruck vorherrschen) übereinstimmt. Dies kann wiederum mit den statistischen Kenngrößen des Gütegrades η erfolgen.

Nach Tabelle 34 liegt nicht nur der mittlere Gütegrad $\bar{\eta}$ der Auswertung nach der GEH ($\bar{\eta}^{GEH} = 1,001$) im Vergleich zur Auswertung nach der NH ($\bar{\eta}^{NH} = 0,970$) näher am Erwartungswert Eins, sondern es ist auch dessen Streuung merklich kleiner ($s_{\eta,log}^{GEH} = 0,0246$ im Vergleich zu $s_{\eta,log}^{NH} = 0,0359$) und damit die Vorhersagegenauigkeit besser. Wie schon zuvor stellt sich die Frage, ob der Unterschied groß genug ist um systematischer Natur zu sein und nicht auf Zufälligkeiten beruht. Dazu wird das zum vorangegangenen Kapitel analoge Vorgehen gewählt.

Der Quotient der Quadrate beider logarithmischer Standardabweichungen nach Tabelle 34 berechnet sich zu:

$$\frac{(s_{\eta,log}^{NH})^2}{(s_{\eta,log}^{GEH})^2} = \frac{0,0359^2}{0,0246^2} = 2,13 \quad (194)$$

und ist damit größer als das 85 %-Fraktil der F-Verteilung für jeweils 10 Freiheitsgrade [Pok94].

$$2,13 > 2,03 = c_4(\alpha = 0,15) \quad (195)$$

Mit 85-prozentiger Sicherheit stimmen Experiment und Berechnung der 11 vorliegenden Vergleichsversuche signifikant besser überein, wenn die Kerbgrundspannungen nach der GEH gebildet werden.

Die tendenziell bessere Entsprechung ließ sich auch schon bei den Untersuchungen zum Mittelspannungseinfluss feststellen. Egal nach welchem der fünf ausgewerteten Ansätze, war die Übereinstimmung gemessen am Bestimmtheitskoeffizient R^2 , bei der GEH im größer als bei dem selben Ansatz aber unter Verwendung der NH.

Betrachtet man die drei Kerbfälle, die zur Ermittlung des Größeneinflusses untersucht wurden, so zeigen sich deutliche Unterschiede in den Auswirkungen der Kerbgrundgröße auf die ertragbare Spannung je nach Vergleichsspannungshypothese (siehe Abbildung 41). Leider lässt aber das Datenmaterial dort die Aussage nicht zu, ob die Divergenz von der Vergleichsspannungshypothese oder doch vom Größeneinfluss bestimmt werden. Ein logischer Schluss auf die „richtige“ Hypothese kann wegen der Kombination beider Einflüsse nicht gezogen werden.

Dieser wäre jedoch basierend auf den Ergebnissen der Werkstoffproben theoretisch möglich. Für diesen Kerbfall unterscheiden sich die Formzahlen nach der NH und der GEH wegen der weitestgehenden Einachsigkeit nicht nennenswert. Dies ermöglicht es die Vergleichsspannungshypothese, die Allgemeingültigkeit unabhängig vom Kerbfall⁶⁷ beanspruchen muss, an einem Extremfall zu testen. Auch dort scheinen die für beide Vergleichsspannungshypothesen identischen Kerbgrundspannungen der Biegeproben besser an die Versuchsergebnisse der Innendruckversuche, gebildet nach der GEH, Anschluss zu finden. Es wurde aber auch festgestellt, dass die Absolutwerte der Kerbspannungen der Werkstoffproben kritisch zu betrachten sind

⁶⁷Eine einachsige Vergleichsspannungshypothese muss auch für mehrachsige Spannungszustände wie umgekehrt eine mehrachsige Vergleichsspannungshypothese für einachsige Spannungszustände gültig sein.

und die Aussage daher zu relativieren ist.

Letztlich können diese und die im Zusammenhang mit der Mittelspannungsempfindlichkeit gemachten Beobachtungen nur als Hinweise gewertet werden. Ein echter Beweis, wenn auch nur mit einem Signifikanzniveau von 85 %, hingegen ist, dass sich die Dauerfestigkeiten, wenn sie nach der GEH berechnet werden, besser mit den Versuchsergebnissen übereinstimmen, als wenn dazu die NH benutzt wird.

Nimmt man diese Erkenntnisse zusammen, scheint die Aussage entgegen der herrschenden Meinung gerechtfertigt, dass zur Berechnung der dauerhaft ertragbaren Spannungsamplituden auch für die zweifellos spröde Randschicht einsatzgehärteter Bauteile alle drei Hauptspannungen berücksichtigt werden sollten.

Jedoch kann die Verwendung der NH für randschichtgehärtete Bauteile, wie sie etwa von der FKM-RICHTLINIE vorgeschlagen wird, aber nicht prinzipiell abgelehnt werden.

6.3 Ableitung einer Bemessungsgrundlage

6.3.1 Extrapolation auf niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten

Die bisherigen Untersuchungen dieser Arbeit beschäftigten sich nur mit der mittleren Dauerfestigkeit. Dieser Wert allein ist aber für die Auslegung von Serienbauteilen denkbar ungeeignet. Definitionsgemäß wäre mit dem Ausfall der Hälfte aller im Einsatz befindlichen Bauteile zu rechnen. Dieser Umstand wäre technisch wie wirtschaftlich nicht vertretbar. Deswegen dienen in der Technik Dauerfestigkeitswerte als Auslegungsgrundlage, die eine weitaus geringere Ausfallwahrscheinlichkeit erwarten lassen. Üblicherweise liegen die Werte der vertretbaren Ausfallwahrscheinlichkeiten zwischen 10^{-3} und 10^{-7} , abhängig von der geplanten Gesamtstückzahl, der Folgenschwere eines Bauteilversagens oder auch wirtschaftlichen Gesichtspunkten. Dies hat zur Folge, dass zwischen der mittleren und

der ausnutzbaren Dauerfestigkeit ein beachtlicher Sicherheitsabstand eingehalten werden muss [Hai89].

Als Maß für den Sicherheitsabstand wird die Sicherheitszahl j verwendet, die sich durch das Verhältnis der mittleren Bauteildauerfestigkeit zur zulässigen Bauteilbelastung definiert.

$$j = \frac{\bar{L}}{L_{\text{zulässig}}} \quad (196)$$

In den Anfängen der Festigkeitsberechnung wurde die Sicherheitszahl nur aufgrund von Erfahrungswerten ohne Bezug zu werkstoffmechanischen Zusammenhängen festgelegt. Heute weit verbreitet ist jedoch die Sicherheitszahl statistisch begründet anhand einer vertretbaren Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,z}$ abzuleiten. Sie ist definiert durch das Verhältnis der Dauerfestigkeit für eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 50 % zur Dauerfestigkeit für die vertretbare Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,z}$.

$$j = \frac{L(P_A = 50\%)}{L(P_A = P_{A,z})} = \frac{\bar{L}}{L(P_{A,z})} \quad (197)$$

Das Dauerfestigkeitsniveau für die vertretbare Ausfallwahrscheinlichkeit $L(P_{A,z})$ erhält man aus Gleichung 93. Da die Parameter dieser Gleichung aus den Versuchsergebnissen, für die sich üblicherweise eine Ausfallwahrscheinlichkeit von 10^{-1} ergibt, abgeleitet werden, entspricht dieses Vorgehen der Extrapolation auf geringe Ausfallwahrscheinlichkeiten. Um dadurch realitätsnahe Werte zu erhalten, ist neben der Lage der mittleren Dauerfestigkeit auch die Kenntnis der Streuung sowie des Verteilungsmodells von entscheidender Bedeutung.

Weiterhin müssen bei der Extrapolation noch andere Faktoren berücksichtigt werden, die zu einem Unterschätzen des Risikos von Feldausfällen führen könnte. Dazu zählt die Problematik, die Festigkeitsverteilung aller Bauteile (Grundgesamtheit) anhand einer kleinen Stichprobe abschätzen zu müssen, dem durch die Berücksichtigung eines Konfidenzniveaus Rechnung getragen werden kann, und

die Tatsache, dass sich die Grundgesamtheiten einzelner Bauteilchargen hinsichtlich Mittelwert und Streuung unterscheiden können. Zuletzt genannter Einfluss kann nur durch wiederholte Durchführung von Stichproben aus unterschiedlichen Fertigungslosen berücksichtigt werden.

Eine Sicherheitszahl bietet zudem die Möglichkeit, untergeordnete Belastungen durch einen prozentualen Aufschlag zu berücksichtigen, obwohl diese bei der Berechnung der Kerbgrundspannung mangels Kenntnis des Schädigungseinflusses nicht explizit erfasst werden können und aufgrund ihrer geringen Schädigungswirkung zwar nicht selbst zum Bauteilversagen führen, aber ein schädigender Einfluss auf die Ertragbarkeit der dominanten Lasten dennoch nicht ausgeschlossen werden kann.

6.3.2 Bewertung des Streuverhaltens

Der wichtigste Parameter bei der Festlegung einer Sicherheitszahl ist die Streuung der Festigkeitswerte. Tabelle 36 enthält die nach Gleichung 2 gebildeten Streuspannen T_L - abhängig von der zugrundegelegten Verteilungsfunktion - aller zur Auswertung dieser Arbeit herangezogenen Versuchsreihen (vorgestellt in Tabelle 7 und Kapitel 6.2.1), für die sich ein Wert für die Streuspanne ableiten lässt. Die Reihen 1 bis 7 und I bis V repräsentieren Bauteilinnendruckversuche. Zum Vergleich sind die Streuspannen der Innendruckversuche an der Rohrprobe (Reihe 8) und der Resonanzversuche an der Spritzlochverschneidung (Reihe 9) aufgeführt.

Unglücklicherweise wurde nur für 4 der 13 Versuchsreihen mehr als ein Lasthorizont getroffen, der nicht ausschließlich zu Brüchen oder Durchläufern führte. Betrachtet man nur den Kerbfall Düse unter Innendruck, der aufgrund der Anzahl der vorliegenden Versuche als am besten statistisch abgesichert angesehen werden kann, so reduziert sich diese Anzahl sogar auf 2. Für den Wert der Streuspanne können daher meist nur Maximalwerte angegeben werden, was es unmöglich macht, damit sinnvoll auf die Festigkeiten bei niedrigen Ausfallwahr-

scheinlichkeiten zu schließen. Der fehlende gemischte Lasthorizont ist sicherlich auch ein Grund dafür, dass sich die Streuspannen in einem so weiten Bereich unterscheiden.

Versuchsreihe	Logit	Weibull	Lognormal	$\arcsin\sqrt{p}$
1	1,30	1,32	1,31	1,32
2	$\leq 1,11$	$\leq 1,09$	$\leq 1,11$	$\leq 1,12$
3	$\leq 1,32$	$\leq 1,24$	$\leq 1,34$	$\leq 1,36$
4	$\leq 1,18$	$\leq 1,14$	$\leq 1,18$	$\leq 1,18$
6	$\leq 1,24$	$\leq 1,30$	$\leq 1,24$	$\leq 1,24$
7	$\leq 1,17$	$\leq 1,13$	$\leq 1,18$	$\leq 1,19$
8	1,24	1,2	1,23	1,22
9	1,20	1,20	1,20	1,20
I	$\leq 1,43$	$\leq 1,35$	$\leq 1,43$	$\leq 1,44$
II	1,19	1,16	1,19	1,19
III	$\leq 1,26$	$\leq 1,27$	$\leq 1,26$	$\leq 1,27$
IV	$\leq 1,18$	$\leq 1,18$	$\leq 1,19$	$\leq 1,19$
V	$\leq 1,16$	$\leq 1,17$	$\leq 1,17$	$\leq 1,18$

Tabelle 36: Streuspannen T_L aller untersuchten Versuchsreihen

Dieses Ergebnis verwundert aber nicht sonderlich. In Kapitel 5.4 wurde schon der Hinweis gefunden, dass die Ermittlungsgenauigkeit der Standardabweichung für das Probitverfahren viel zu ungenau ist, um das Streuverhalten eines Bauteils zuverlässig zu beschreiben. Zu dieser Überzeugung kommt auch ADENTSTEDT [Ade01], der allerdings eine zuverlässige Bestimmung der Standardabweichung erst für Stichprobenumfänge kleiner 15 für nicht möglich hält. Stattdessen wird bei kleinen Stichprobenumfängen empfohlen, die in [Ade01] angegebenen Richtwerte für Standardabweichungen zu verwenden und nicht die für die Stichprobe ermittelte Standardabweichung.

Nach HAIBACH [Hai89] ist die Extrapolation auf geringe Ausfallwahrscheinlichkeiten nur erlaubt, wenn die wahre Standardabweichung der Grundgesamtheit bekannt ist. Näherungsweise können anhand von Erfahrungswerten festgelegte oder mithilfe vereinfachter, aber hinsichtlich Streuverhalten vergleichbarer Sonderversuche abgeleitete Werte verwendet werden. Sollten diese Daten ebenfalls nicht zur Verfügung stehen, werden auch in [Hai89] Erfahrungswerte für

Streuspannen genannt.

In Tabelle 37 sind die vorgeschlagenen Richtwerte zusammengefasst.

Quelle	Werkstoff- oder Bauteilbezeichnung	Streuspanne T_L
[Hai89]	Spanabhebend bearbeiteter Stahl, mit mäßiger bis mittlerer Kerbwirkung	1,26
[Ade01]	Stahl geschmiedet, spanend bearbeitet, randschichtbehandelt	1,16
[Ade01]	Zahnräder, randschichtbehandelt	1,15

Tabelle 37: Gegenüberstellung der Streuspannen T_L ermittelt aus Bauteilversuchen im Vergleich zu Literaturwerten

Die individuelle Verwendung, der für jede Versuchsreihe ermittelten Streuspanne zur Extrapolation, spiegelt sicher auch in diesem Fall das reale Streuverhalten nicht richtig wieder. Vielmehr ist anzunehmen, dass, wie von HAIBACH bei der Festlegung seines Ermittlungsvorschlags für die wahre Streuung der Grundgesamtheit vorausgesetzt, sich die einzelnen Konstruktionen zwar in der Lage des Mittelwertes, aber nicht im Wert der Streuung unterscheiden. Die große Bandbreite der Streuspannen und vor allem die Tatsache, dass meist nur Extremwerte dafür angegeben werden können, machen es eigentlich unmöglich daraus sinnvoll einen allgemeingültigen Wert abzuleiten.

Zwar wurden mit Versuchsreihe 1 und II zwei echte Werte ermittelt, aber zum einen scheint das Ergebniss von Reihe 1 nicht als repräsentativ angesehen werden zu dürfen⁶⁸ und zum anderen deuten die Reihen 2, 4, 7, IV und V darauf hin, dass die tatsächliche Streuung noch unter dem echten Wert der Reihe II mit $T_L = 1,19$ liegt.

Erfahrungswerte, speziell für die hier untersuchte Art von Bauteilen und Belastungsart, finden sich in der Literatur nicht.

Der von HAIBACH vorgeschlagene Erfahrungswert von $T_L = 1,26$ er-

⁶⁸Vgl. Bemerkung zum Versuchsergebnis des Basisdüsendesigns, Kapitel 5.3.1.

scheint angesichts der Vielzahl widersprechender Ungleichungen in Tabelle 36 zu konservativ.

Hingegen erweckt der Richtwert von ADENSTEDT für randschichtbehandelten Stahl den Anschein, auch auf das Streuverhalten von einsatzgehärteten Dieseleinspritzdüsen hinreichend gut anwendbar zu sein. Auch [BHS03] stützt sich bei der Abschätzung der Streuung von Komponentenversuchen auf die Arbeit von ADENSTEDT. Für die Extrapolation auf niedrige Ausfallwahrscheinlichkeiten wird daher eine einheitliche Streuspanne von $T_L = 1,16$ vorgeschlagen.

Die Untersuchungen zum statistischen Größeneinfluss postulieren höhere Streuspannen (siehe Gleichung 166 und 167). Ein Zusammenhang zwischen der Streuspanne der Versuchsergebnisse T_L und dem zur Beschreibung des statistischen Größeneinflusses notwendigen Weibullexponenten κ kann hier nicht nachgewiesen werden. Nach Tabelle 5 wäre unter Zugrundelegung einer Logitverteilung mit einer Streuspanne von $T_L = 1,16$ ein Weibullexponent von $\kappa = 30$ zu erwarten. Nach Tabelle 26 ist die Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch dann nicht zufriedenstellend.

Zur Überprüfung, ob alle vorliegende Versuche einer mit $T_L = 1,16$ verteilten Grundgesamtheit entstammen, kann das in Abbildung 29 dargestellte normierte Vertrauensintervall verwendet werden. Ein oder mehrere Versuchsergebnisse müssten durch die einheitliche Streuung außerhalb des Intervalls zu liegen kommen, sollte genannte Annahme nicht zutreffen. Dies gilt neben zwei Biegeversuchen jedoch nur für eine der 38 für diese Arbeit verwendeten Lasthorizonte, dessen Ausfallrate auch zuvor, mit der Streuspanne aus dem Versuch selbst, innerhalb des Intervalls lag⁶⁹. Die Ausfallrate des Lasthorizontes L_1 mit $\sigma_a^{NH} = 509 \text{ N/mm}^2$ bzw. $\sigma_a^{GEH} = 619 \text{ N/mm}^2$ des Basisdesigns kommt knapp außerhalb zu liegen. Dies ist aber auf den in Kapitel 5.3.1 bereits beschriebenen Umstand zurückzuführen, dass sich bei dieser Versuchsreihe „unglückliche“ Ausfallraten ergeben haben.

⁶⁹Das Ergebnis vom Versuch mit $\sigma_a^{NH} = 636 \text{ N/mm}^2$ bzw. $\sigma_a^{GEH} = 774 \text{ N/mm}^2$ des Basisdesigns sowie der Werkstoffprobe mit $R = 0,7$ und $\sigma_a = 487 \text{ N/mm}^2$ lagen auch vorher schon außerhalb.

Durch die geänderte, einheitliche Streuspanne ändern sich auch die experimentellen Dauerfestigkeiten. Auf die statistische Auswertung der Gütegrade η von Tabelle 33 hat dies nur geringe Auswirkungen. Der mittlere Gütegrad $\bar{\eta}$ verschlechtert sich lediglich um 2 bzw. 5 Promilpunkte. Dafür verbessert sich die Vorhersagegenauigkeit, im Falle der GEH sogar spürbar.

	NH	GEH
$\bar{\eta}$	0,972	0,986
$s_{\eta,log}$	0,0341	0,0204
s_{η}	0,0803	0,0483
T_A	1,22	1,13
R^2	0,920	0,991

Tabelle 38: Auswertung der Gütegrade unter Verwendung einer einheitlichen Streuspanne $T_L = 1,16$

6.3.3 Auswahl eines geeigneten Verteilungsmodells

In der Wahl des zugrundezulegenden Verteilungsmodells zeigt sich die nächste Schwierigkeit bei der Bestimmung der Festigkeitsgrenze für eine zulässige Ausfallwahrscheinlichkeit. Im Bereich der mittleren Dauerfestigkeit sind die vorgestellten Verteilungsfunktionen, die für Dauerfestigkeitsberechnung verwendet werden, nicht unterscheidbar. Bei der Extrapolation auf geringe Ausfallwahrscheinlichkeiten unterscheiden sich die zulässigen Druckschwingbreiten hingegen erheblich (siehe Abbildung 20).

Die Problematik bei der Wahl des Verteilungsmodells ist, dass das eigentliche Interesse den unteren Extremwerten ($P_A \approx 10^{-3}$ bis 10^{-7}) der Festigkeitsverteilung gilt, während nur der zentrale Teil ($P_A \approx 10^{-1}$, maximal 10^{-2}) dieser Verteilung einer experimentellen Untersuchung zugänglich ist. Zur Ermittlung der Ausfallwahrscheinlichkeit auf einem Lasthorizont ist wenigstens der Kehrwert dessen - eigentlich ein deutliches Vielfaches davon - an Prüflingen notwendig. Für Untersuchungen im ppm-Bereich (parts per million), der in der Automobilbranche üblich ist, würde dies einen notwendigen Stichpro-

benumfang von mehreren Millionen bedeuten, was aus wirtschaftlicher Sicht untragbar ist. Es gibt auch kein Verfahren wissenschaftlich begründet aus dem Ergebnis deutlich kleinerer Stichproben auf die Werte der Festigkeitsverteilung im Bereich ihrer Extremwerte zu schließen [SEH84]. Letztlich muss also über den Charakter der Festigkeitsverteilung eine Annahme getroffen werden [Hai89].

Die Festigkeit eines Bauteils, und damit auch dessen Streuverhalten, wird von einer Vielzahl von Faktoren⁷⁰ beeinflusst, deren Werte für sich gemäß einem bestimmten Modell statistisch verteilt sind. Die Gesamtverteilung der Festigkeit eines Bauteils setzt sich demnach aus sehr vielen einzelnen Verteilungen zusammen.

Nach dem zentralen Grenzwertsatz der Stochastik [BB01] müsste demnach die Gesamtfestigkeit normalverteilt sein.

Konstruiert man hingegen das Festigkeitsverhalten eines Bauteils aus dem Weakest-Link-Modell, so führt dies zu einer zweiparametrischen Weibullverteilung [BSM01, BLM98], die auch vom VDA und der SAE zur Anwendung empfohlen wird [HTVB05].

Keine der genannten Verteilungsmodelle bietet jedoch einen entscheidenden Vorteil [Bux92], geschweige denn einen Nachweis für ihre Gültigkeit.

Offen bleibt auch noch die Frage, ob die Ableitung einer Sicherheitszahl anhand der, im Bereich zugänglicher Ausfallwahrscheinlichkeiten ermittelter Streuung und damit die Extrapolation begründet ist. Man kann nicht ausschließen, dass im Bereich mittlerer Ausfallwahrscheinlichkeiten ($\sim 10^{-1}$) Schadensmechanismen dominant sind, die bei extremen, niedrigen Ausfallwahrscheinlichkeiten nur eine untergeordnete Rolle spielen. Als denkbare Beispiele wären hier nichtmetallische Einschlüsse oder andere Verunreinigungen zu nennen. Sehr große Einschlüsse, z. B. von der Größe des Kerbgrundes, können die dynamische Festigkeit auf einen Bruchteil des mittleren Wertes reduzieren. Ihr Auftreten hat nur eine sehr geringe Wahrscheinlichkeit, kann aber nie ganz ausgeschlossen werden. Dieser festigkeitsmindernde Einfluss wäre im Bereich zugänglicher Ausfallwahrscheinlichkeiten

⁷⁰Siehe Abbildung 6.

nicht zu erfassen.

Abhilfe bei der Fragestellung nach der richtigen Festigkeitsverteilung können nur Untersuchungen im unteren Extrembereich der Ausfallwahrscheinlichkeit bringen. Diese werden aber wegen der genannten schweren Zugänglichkeit bis auf unbestimmte Zeit ausbleiben.

Bis ein Nachweis oder wenigstens eine wissenschaftliche Begründung für die Gültigkeit einer speziellen Funktion gegeben ist, bleibt dem Konstrukteur bei der Auslegung von Bauteilen nur die Möglichkeit, auf die wenigen veröffentlichten Erfahrungswerte zurückzugreifen. So wird in [HTVB05] anhand von Felddausfällen zweier Bauteile die Erfahrung gemacht, dass die Logitverteilung zu einer im Sinne der Konstruktionsvorgaben (zulässige Ausfallwahrscheinlichkeit) sicheren Auslegung führt, ohne dabei zu konservativ zu sein.

Die Auslegung nach der Weibullverteilung würde noch größere Sicherheitsreserven enthalten, die Lognormalverteilung hingegen ist als unsicher anzusehen.

Die $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation scheint nach den gemachten Erfahrungen für die Auslegung bei geringen zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeiten gänzlich ungeeignet zu sein. Eine Auslegung nach dieser Funktion wäre um den Faktor 2 zu unsicher.

Mangels weiterführender Erfahrungswerte wird auch hier die Logitverteilung zur Beschreibung des Festigkeitsverhaltens hochdruckbelasteter Dieseleinspritzdüsen vorgeschlagen, auch wenn es hierzu abweichende Meinungen gibt. Da die, basierend auf der Annahme einer Lognormalverteilung [BHS03] gemachten Feldd Erfahrungen eines Einspritzanlagenherstellers der wissenschaftlichen Öffentlichkeit nicht zugänglich sind, können daraus keine Erkenntnisse gewonnen werden.

Die Sicherheitszahl j berechnet sich dann, bei Verwendung der Logitverteilung und einer Streuspanne von $T_L = 1,16$ durch Einsetzen von Gleichung 2 und 92 in Gleichung 197 abhängig von der Streuspanne T_L aus:

$$j = 10^{-\left(\frac{\log(T_L)}{2,42} \cdot u_z\right)} \quad (198)$$

mit:

$$u_z = \frac{\sqrt{3}}{\pi} \cdot \ln \left(\frac{P_{A,z}}{1 - P_{A,z}} \right) \quad (199)$$

Für die zuvor festgelegte, einheitliche Streuspanne von $T_L = 1,16$ ergeben sich daraus die in Abbildung 48 graphisch dargestellten Sicherheitsfaktoren j .

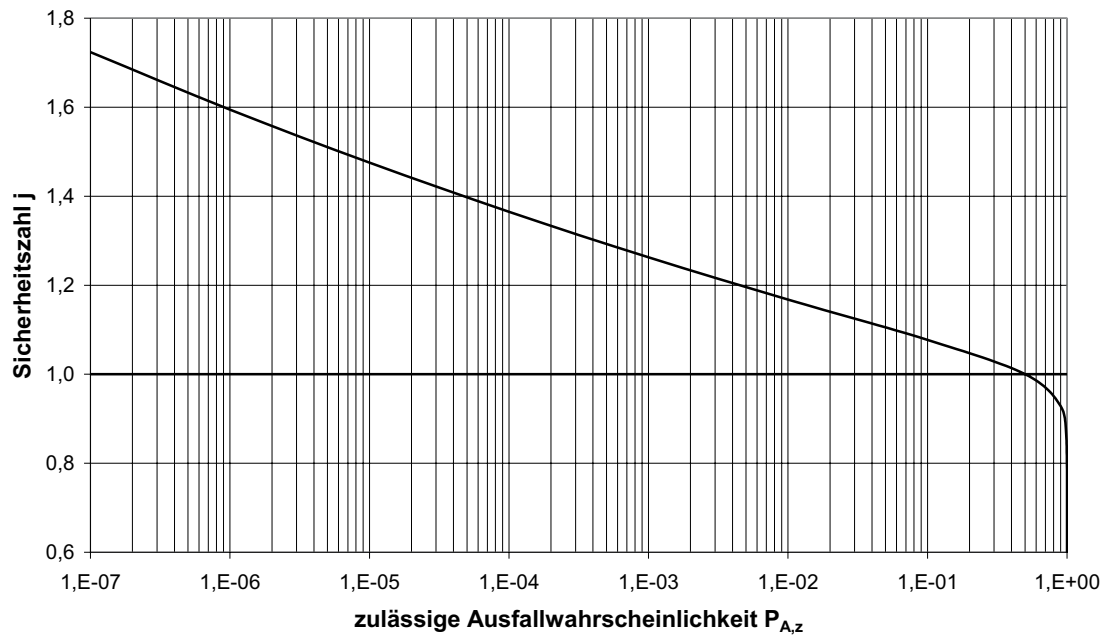


Abbildung 48: Sicherheitszahl j in Abhängigkeit von der zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeit $P_{A,z}$ bei Zugrundelegung einer Logitverteilung und einer Streuung in Lastrichtung von $T_L = 1,16$

6.4 Betriebsfeste Auslegung

Mit den in den vorangegangenen Kapiteln ermittelten Übertragungsfaktoren lässt sich ein Bauteil aus einsatzgehärtetem 18CrNi8 für eine gegebene maximale Betriebslastamplitude dauerfest, d. h. für eine theoretisch unendliche Lebensdauer, auslegen. Für druckgesteuerte Einspritzsysteme ist dieser Weg wegen der Fülligkeit der Betriebslastkollektive der einzig zielführende. Dies muss jedoch nicht für nadelhubgesteuerte Common-Rail-Systeme gelten⁷¹.

Die einzelnen Einspritzvorgänge bewirken dort nur geringe Lastamplituden, wenn auch bei z. T. sehr hohen Mittellasten. Lastwechsel im Bereich der Maximallast treten hingegen eher selten auf ($\approx 10^4$). Die fehlende Schädigung dieser Schwingspiele mit geringer Amplitude trotz häufigen Auftretens, eröffnet das Potential, bestehende Konstruktionen, die dauerfest für einen bestimmten Betriebsdruck ausgelegt wurden, auch für höhere Maximaldrücke zu verwenden, wenn man die tatsächlichen Betriebslasten beachtet.

Um dabei aber auf zuverlässige Ergebnisse zu kommen, muss über die Betriebsbelastung mehr bekannt sein als der reine Maximalwert. Die normalerweise sehr komplexen Last-Zeit-Verläufe von Komponenten lassen sich während Fahrversuchen messtechnisch ermitteln und mit Hilfe von Zählverfahren als Lastkollektive in eine handhabbare Form bringen.

Abhängig von vielen Faktoren, u. a. dem Fahrer selbst, der Fahrstreckenzusammensetzung oder dem aktuellen Verkehrsaufkommen, ergibt sich aber für jede Messfahrt ein individuelles Lastkollektiv. Die Problematik, die hier auftritt, ist, aus den Messfahrten eine, für die Fülle aller möglichen, einzelnen Betriebsbelastungen realistische Lastannahme mit repräsentativer Schädigung zu generieren. Nachvollziehbarerweise ergeben sich dann auch für jede Applikation (Fahrzeughersteller, Fahrzeug, Motor etc.) unterschiedliche Betriebsbelastungen. Dementsprechend ist für jede Anwendung ein Betriebsfestigkeitsnachweis erneut durchzuführen.

⁷¹Näheres zu den Unterschieden in den Belastungskollektiven beider Systeme siehe Kapitel A.3.3 im Anhang.

Allen diesen Lastabläufen ist aber ein ähnliches Aussehen gemein, so dass aus deren Vielzahl ein allgemein anwendbares, weil repräsentatives Standardlastkollektiv abgeleitet werden kann. Dieses sollte so detailliert wie möglich sein, um die charakteristischen Merkmale (Gesamtzyklenzahl, Kollektivform oder typische Lastpunkte) der Betriebsbelastung zu beinhalten, aber auch so allgemein wie nötig, um für alle Applikation gültig zu sein. Durch die Verwendung eines Standardlastkollektivs umgeht man auch den Umstand, dass Lastkollektive üblicherweise Firmen-Know-How darstellen und somit nicht zur Veröffentlichung bestimmt sind.

Anfänglich hauptsächlich für die Belange der Luftfahrtindustrie entwickelt, gibt es mittlerweile für viele Lastfälle standardisierte Lastkollektive⁷².

Im Rahmen der Weiterführung der Erkenntnisse von [BVDL04] für betriebsfeste Auslegungen wurde in Zusammenarbeit mit führenden Einspritzanlagenherstellern eine standardisierte Lastfolge für Common-Rail-Systeme erarbeitet. Obwohl rein synthetisch erstellt, kann diese hinsichtlich der charakteristischen Eckpunkte für tatsächliche Anwendungen als hinreichend repräsentativ angesehen werden.

Die Spannenpaardarstellung der Standardlastfolge ist in Abbildung 49 und die dazugehörige Rainflow-Matrix in Abbildung 76 im Anhang abgedruckt. Die charakteristischen Merkmale der standardisierten Lastfolge für Common-Rail-Systeme sind:

- 5%-Fahrer-Kollektiv für 240.000 *km*,
- 30.000 Start-Stopp Zyklen,
- Leerlaufdruck ist 14 % des Maximaldrucks,
- pro Start-Stopp Zyklus tritt durchschnittlich 4 mal Maximaldruck auf,
- Gesamtzyklenzahl $3 \cdot 10^6$,

⁷²Eine Übersicht enthält z. B. [Ber88b].

- 2% Stufung der Sollwerte.

Nach dem Nennspannungskonzept lassen sich aus diesem Kollektiv und der Wöhlerlinie des Basisdesigns (Abbildung 25; die Streuung in Lastrichtung T_L wurde Kapitel 6.3.2 angepasst) die Lebensdauerlinien für eine theoretische Schadenssumme von $D = 1$ berechnen. Eine Lastschwingbreite von 100 % entspricht dabei einem typischen Nennsystemdruck aktueller Common-Rail-Systeme. Für die Berechnung wurde die lineare Schadensakkumulationshypothese nach MINER in ihrer originalen Form verwendet. Zur näheren Beschreibung der Berechnungsmethode sei auf die einschlägige Literatur verwiesen (z. B. [Hai89, See96, CP92, Bux92]). Die Berücksichtigung von Mittelspannungen erfolgt nach dem Vorschlag von HAIBACH in der in Kapitel 6.1.5 vorgestellten Modifikation.

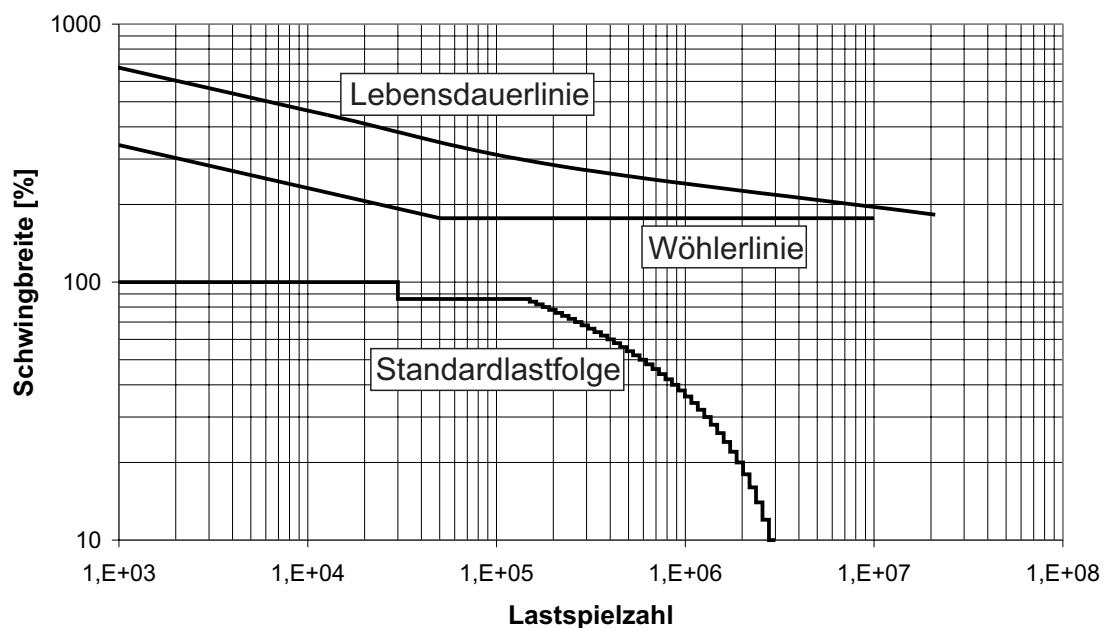


Abbildung 49: (Mittlere) Lebensdauerlinie des Basisdesigns für die Common-Rail-Standardlastfolge

Aussagekräftiger für den Vergleich zwischen betriebs- und dauerfester Auslegung ist die Darstellung des maximal zulässigen Betriebsdrucks in Abhängigkeit von der zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeit

$P_{A,z}$ für eine endliche und unendliche Lebensdauer. In Abbildung 50 sind zu diesem Zweck neben der für PKW üblichen Lebensdauer von 240.000 *km* und der theoretisch unendlichen (dauerfesten) noch die Kurve für eine Lebensdauer von 480.000 *km*, wie sie z. B. für leichte Nutzfahrzeuge zu erwarten ist, eingetragen.

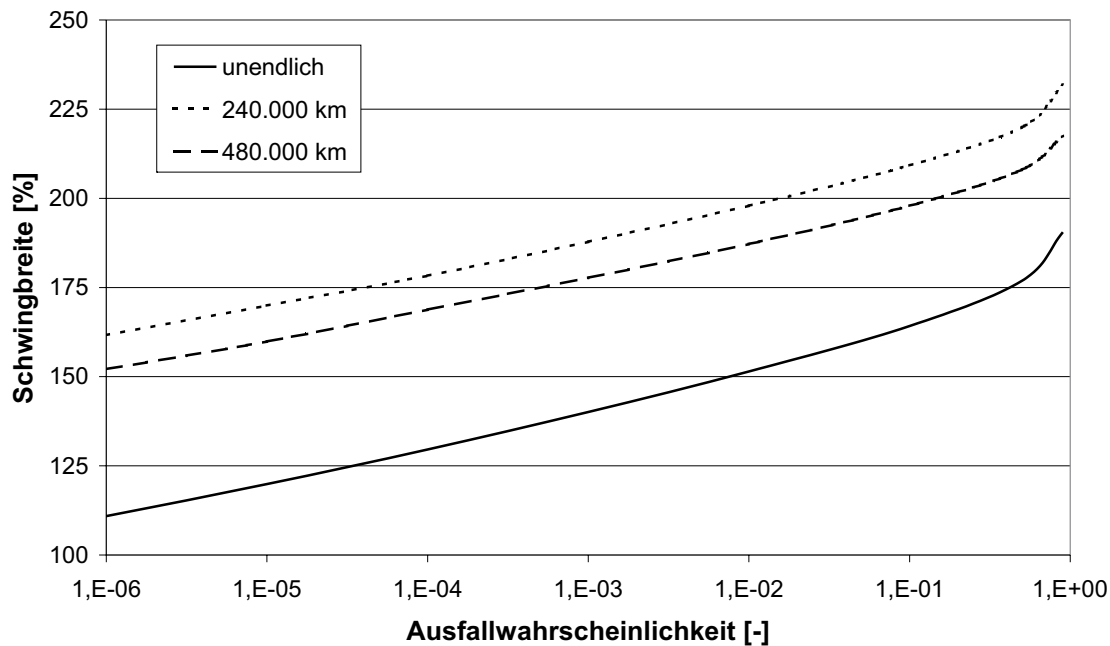


Abbildung 50: Maximal zulässiger Betriebsdruck (relativ) in Abhängigkeit von der Ausfallwahrscheinlichkeit für 240.000 *km*, 480.000 *km* und unendliche Lebensdauer

Der durch die betriebsfeste Auslegung mögliche Anstieg des zulässigen Betriebsdrucks ist deutlich ersichtlich. Eine höhere zu erwartende Lebensdauer wirkt sich weitaus weniger aus.

Sicherheitsrelevante Bauteile, wozu hochdruckführende Komponenten eines Einspritzsystems zählen, werden auf eine zulässige Ausfallwahrscheinlichkeit von $1 \cdot 10^{-6}$ ausgelegt [BHS03]. Für diese Fehlertoleranz ergibt sich eine Erhöhung des zulässigen Betriebsdruckes um 46 %. Dieses rechnerische Potential muss aber erst noch in Betriebslastennachfahrversuchen bestätigt werden.

7 Schlussfolgerung und Ausblick

Für die Auslegung von randschichtgehärteten Komponenten moderner Einspritzsysteme gegen Dauerbruch sind die in der Literatur zu findenden Berechnungsmethoden und Richtlinien (inklusive der bereits breite Akzeptanz findenden FKM-Richtlinie [HHS⁺02]) alleine nicht ausreichend befriedigende Ergebnisse zu erzielen. Dies liegt in erster Linie an der unzureichenden Erfassung der Wechselfestigkeit der einsatzgehärteten Randschicht hinsichtlich ihres Mittelwertes, aber besonders auch hinsichtlich ihres statistischen Charakters. Da die Belastungen für derartige Bauteile meist schwellender Natur sind, spielt auch die Berücksichtigung des Mittelspannungsniveaus dabei eine große Rolle, die in den einzelnen Veröffentlichungen stark unterschiedlich ausfällt. Wohl aber können in Veröffentlichungen enthaltene Berechnungsansätze für Übertragungsfaktoren selektiv herangezogen werden.

Allen Ansätzen, die inhomogene und damit lokale Festigkeitsverteilung der einsatzgehärteten Randschicht quantitativ zu beschreiben, ist gemein diese, wegen der fehlenden direkten Messbarkeit, an die hinreichend messbare, lokale Härte zu koppeln. Eine hinreichend gute Übereinstimmung - absolut gesehen - mit den Versuchsergebnissen von schlechtestenfalls 13 % liefert der Vorschlag von MURAKAMI zumindest für die einachsige Betrachtung des Spannungszustandes (NH). Der Unterschied zwischen Versuch und Rechnung wird etwas größer, betrachtet man die relative Änderung der Festigkeit mit der Härte, was aber auch in den Zufälligkeiten der Versuchsergebnisse begründet sein kann. Wertet man die Ergebnisse unter Berücksichtigung der Mehrachsigkeit im Kerbgrund (GEH) aus, so ist die Übereinstimmung zwischen Versuch und Rechnung mit bestenfalls 16 % nicht mehr zufriedenstellend. Um dennoch im Sinne MURAKAMIS Ansatz Berechnungen für die GEH durchführen zu können, wurde aus den Versuchsergebnissen eine hauptsächlich pragmatisch anzusehende Formel abgeleitet. Dahinter ist keine werkstoffmechanische oder sonst irgendeine modellvorstellungsbasierende Begründung zu

finden. Die Übereinstimmung liegt dann schlechtestenfalls bei 8 %.

Die Erprobung von Bauteilen mit zusätzlich poliertem Kerbgrund zeigte, dass die Oberflächenfeingestalt einen deutlich größeren Einfluss auf die ertragbare Lastamplitude hat, als es nach den im Skriptum befindlichen Ansätzen zu erwarten wäre. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich der hier vorliegende Lastfall weit außerhalb des Erfahrungsschatzes befindet, auf den die untersuchten Ansätze beruhen.

Zur Berücksichtigung der Oberflächengüte wurde daher aus den Versuchsergebnissen ein neuer formelmäßiger Zusammenhang abgeleitet, der aber, da sich nur Prüflinge mit einer feineren, aber keine mit einer raueren Oberfläche herstellen ließen, nur ausgehend von $R_z = 1,75 \mu m$ bzw. $R_t = 2,46 \mu m$ hin zu glatteren Oberflächen experimentell untermauert ist.

Durch die Untersuchung von drei, hinsichtlich ihrer Kerbschärfe stark unterschiedlichen Proben konnte eine starke Abhängigkeit der Kerbgrundwechselfestigkeit von der absoluten Kerbgröße festgestellt werden. Diese Abhängigkeit korreliert qualitativ mit den Bemessungsgrößen der Kerbgröße, dem bezogenen Spannungsgefälle bzw. dem Spannungsintegral.

Von der Vielzahl der spannungsmechanischen Ansätze gehen nur die von einer zur Beschreibung des Größeneinflusses ausreichend großen Stützwirkung aus, die zu deren Berechnung in irgendeiner Form nicht noch zusätzlich auf Werkstoffkennwerte zurückgreifen. Dazu gehört der Vorschlag aus den Synthetischen Wöhlerlinien von 1981 und der von Schütz und Mitarbeiter, nach denen aber trotzdem eine maximale Abweichung von 35 % des Berechnungsergebnisses vom Experiment beobachtet wurde. Alle anderen Ansätze unterschätzen die Stützwirkung zum Teil erheblich.

Eine bessere Übereinstimmung zwischen Rechnung und Versuch erhält man durch den statistischen Ansatz des Fehlstellenmodells. Vor allem für die Auswertung nach der NH liegt die maximale Abweichung bei nur 3 %. Die Abweichung für die Auswertung nach der GEH liegt dann aber bereits wieder bei maximal 27 %. Die sich dar-

aus für beide Vergleichsspannungshypothesen ergebenden Weibullexponenten postulieren jedoch eine größere Streuspanne als sie bei der Auswertung der Versuchsergebnisse zu beobachten war.

Eine Kombination aus spannungsmechanischen und statistischen Ansatz verbessert zwar die Übereinstimmung im Bezug auf den rein Spannungsmechanischen, bringt aber keine Verbesserung gegenüber dem Statistischen.

Die Frage nach der Auswirkung des mehrachsigen Spannungszustandes im Kerbgrund reduziert sich bei den untersuchten Kerbfällen, da nur eine einzige (dynamische) Nennspannung auftritt, die immer einen Spannungszustand mit ortsfesten Hauptspannungsachsen hervorruft, darauf, ob die erste Hauptspannung, entlang deren Ebene sich die Rissfront ausbreitet, ausreichend ist, das zyklische Festigkeitsverhalten zu beschreiben (NH), oder ob auch die beiden anderen Hauptspannungen dazu herangezogen werden müssen (GEH).

Diese Fragestellung konnte nicht eindeutig beantwortet werden. Dazu waren sich die Vielzahl der untersuchten Versuchsreihen (Spickel) hinsichtlich Spannungszustand zu ähnlich bzw. die Anzahl verlässlicher Ergebnisse mit deutlich unterschiedlichen Spannungszuständen (Rohrprobe, Spritzlocheinlaufkante) zu gering. Aufgrund der tendenziell (nicht signifikant) besseren Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen wurde entgegen der herrschenden Meinung entschieden, bei der Berechnung der Kerbgrundspannung der spröden Randschicht auf die GEH zurückzugreifen.

Zur Berücksichtigung von Mittelspannungen auf die ertragbare Spannungsamplitude wurde der lineare Ansatz von GOODMAN, HAI-BACHS Modifikation davon, der parabolische Ansatz von GERBER, sowie die hyperbolischen Ansätze nach SMITH, WATSON UND TOPPER und dessen Weiterentwicklung von BERGMANN auf die Ergebnisse von insgesamt 5 Versuchsreihen, die Spannungsverhältnisse R_σ zwischen -0,25 und 0,5 abdecken, angewendet. Keiner der genannten Ansätze konnte sich jedoch bei der Beschreibung der Resultate besonders hervorheben. Wegen der doch deutlichen Streuung der Datenpunkte ist die Unterscheidung der Ansätze im Bereich der untersuch-

ten Mittelspannungen schwierig. Erst bei extremen, aber zur Berechnung der vorliegenden Lastfälle unwichtigen Spannungsverhältnissen, wie etwa bei reiner Wechselbelastung, würden die Unterschiede einen eindeutigen Schluss zulassen. Die verwendete Vergleichsspannungshypothese hat keine Auswirkung auf die Mittelspannungsempfindlichkeit. Wenn auch nicht deutlich, aber dennoch am besten, stimmt der häufig verwendete Geradenansatz nach GOODMAN mit den Versuchsergebnissen überein.

Die von MURAKAMI und der FKM-RICHTLINIE veröffentlichten Gleichungen, die Neigung der Goodman-Geraden aus statischen Werkstoffkennwerten abzuleiten, liefert je nach Ansatz, aber auch je nach Eingangsparameter, einen breiten Bereich mit Werten zwischen $M = 0,23$ bis $M = 0,90$.

Die experimentell ermittelte Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0,40$ wird durch den Ansatz der FKM-RICHTLINIE mit den Kennwerten des blindgehärteten Werkstoffs beschrieben. Ob sich die Mittelspannungsempfindlichkeit der einsatzgehärteten Randschicht aus den Eigenschaften des blindgehärteten Bauteilkerns tatsächlich ableiten lässt, bleibt dabei jedoch fraglich. Fest steht auf jeden Fall, dass Mittelspannungen auf die Festigkeitseigenschaften der hochfesten Randschicht weitaus weniger Einfluss nehmen, als in Veröffentlichungen bisher angenommen.

Die an Rundproben durchgeführten Biegversuche zur Bestimmung des Einflusses sehr großer Mittelspannungen ($R > 0,5$) ergaben leider nicht die notwendige Zuverlässigkeit, um von einem Nachweis sprechen zu können. So konnte nur der Hinweis gefunden werden, dass sich Mittelspannungen in diesem Bereich nicht mehr nennenswert auf die Kerbgrundfestigkeit auswirken, was für eine spätere betriebsfeste Auslegung wichtig ist.

Die Versuche im Übergangsgebiet wurden bis zu einer Grenzlastspielzahl von $5 \cdot 10^6$ Lastwechseln unter der Annahme, dass ein Bruch bis dahin eingetreten sein muss, durchgeführt. Mit Hilfe einer statistischen Betrachtung konnte gezeigt werden, dass diese Grenzlastspielzahl ausreichend war, um die erhaltenen Festigkeitswerte als Dauerfestigkeitswerte zu bezeichnen. Auch wenn sich dabei herausstellte,

dass dadurch wahrscheinlich zwei Brüche unentdeckt blieben. Wegen der Vielzahl an Prüflingen hat dieser Umstand aber keine nennenswerten Auswirkungen auf das Endergebnis.

Auffällig war bei näherer Betrachtung, dass sich die Bruchlastspielzahlen, je nach dem auf welchen der beiden Prüfstände sie ermittelt wurden, unterscheiden. Während für den Hochdruckimpulsprüfstand eine Grenzlastspielzahl von $5 \cdot 10^6$ als Dauerfestigkeitsgrenze angesehen werden kann, ist für die Resonanzprüfmaschine selbst eine Grenzlastspielzahl von $1 \cdot 10^7$ nicht ausreichend, diese Grenze zu bestimmen. Weiterführende wissenschaftliche Untersuchungen könnten hier wichtige Erkenntnisse über den Schadensmechanismus bringen, da die Lebensdauerunterschiede offensichtlich nicht werkstoff- sondern lastinduziert sind.

Die festgelegte Grenzlastspielzahl gilt natürlich nur für den einzigen im Rahmen dieser Arbeit untersuchten Schadensmechanismus von oberflächeninduzierten Dauerbrüchen, nicht jedoch für unter der Oberfläche startende Risse, die im VHCF-Gebiet auftreten können. Diese waren nicht Gegenstand dieser Untersuchungen.

Durch die Verwendung von Serienbauteilen komplexer Gestalt als Prüflinge hätten toleranzbedingte Abweichungen von der Nominalgeometrie zu einer Fehleinschätzung der Kerbgrundspannungen führen können. Es konnte aber durch eine strukturmechanische Betrachtung nachgewiesen werden, dass die relevanten Geometriemaße innerhalb ihrer überwachten Toleranzgrenzen einen zu vernachlässigenden Einfluss auf die ertragbare Lastamplitude haben.

Um die experimentellen Ergebnisse richtig einschätzen zu können, ist es wichtig, die Ermittlungsgenauigkeit der Dauerfestigkeit zu kennen. Für das verwendete Probitverfahren wurde für zwei Lasthorizonte mit je 10 Prüflingen, was der Prüfumfang für die meisten Versuchsergebnisse darstellt, mit Hilfe von Intervallschätzungen ein Streubereich für den Mittelwert von $\pm 10 \%$ abgeleitet, wenn sich die Ausfallraten beider Lasthorizonte um wenigstens 70% unterscheiden.

Dies ist alleine auf den statistischen Charakter der Festigkeitswerte zurückzuführen, der im Falle von Untersuchungen im Übergangsge-

biet zudem nicht kontinuierlich, sondern dichotom diskret ist. Eine Verbesserung der Ermittlungsgenauigkeit ließe sich nur durch eine deutliche Erhöhung des Versuchsumfanges erreichen.

Eine wesentliche Voraussetzung, mit der Berechnungsmethode realitätsnahe Ergebnisse erzielen zu können, ist die Übereinstimmung des Bruchmechanismus zwischen Modellvorstellung und Experiment. Für die untersuchten Kerbfälle konnte durch rasterelektronenmikroskopische Untersuchungen nachgewiesen werden, dass sowohl der Rissstart mit der nach der Strukturanalyse am höchsten belasteten Stelle als auch die Rissausbreitungsebene mit der Ebene der ersten Hauptspannung übereinstimmt.

Aus den ermittelten Übertragungsfaktoren und Werkstoffkennwerten wurde eine Berechnungsmethode vorgestellt, anhand örtlicher, elastischer Spannungen die Dauerfestigkeit einsatzgehärteter Bauteile aus 18CrNi8 zu berechnen. Diese Methode wurde an 11 zur Verfügung stehenden Datensätzen unabhängiger Versuchsreihen überprüft. Die mittlere Dauerfestigkeit kann damit bei einem Konfidenzniveau von 95 % auf $\pm 9,7$ % genau berechnet werden⁷³.

Begrenzt wird die Genauigkeit der Berechnungsmethode nachweislich nur durch die experimentelle Ermittlungsgenauigkeit der mittleren Dauerfestigkeit, die wiederum nur vom Versuchsaufwand bestimmt wird. Angesichts dessen ist die Berechnungsgüte der vorgestellten Methode zufriedenstellend.

Neben dem bereits erwähnten Einfluss der Oberflächengestalt wurden im Rahmen dieser Arbeit weitere Potentiale gefunden, den zulässigen Betriebsdruck für Einspritzkomponenten zu erhöhen.

Auch wenn durch die Wärmebehandlung bereits deutliche Druckeigenspannungen in den Kerbgrund eingebracht werden, so wurde festgestellt, dass eine weitere Erhöhung der Druckspannungen durch ein lastinduziertes Spannungsfeld zu einer zusätzlichen Festigkeitssteigerung - direkt verbunden über die Mittelspannungsempfindlichkeit - führt. Wegen der Innendruckbelastung, die nur positive Nennspan-

⁷³Basierend auf den Ergebnissen von Tabelle 33 für die Auswertung nach der GEH.

nungen ermöglicht, die auch ausschließlich Zugspannungen im Kerbgrund verursachen, ist dies für die Düse als Komponente des Einspritzsystems nur durch die statische Montagekraft möglich. Dazu muss allerdings die Konstruktion so ausgeführt sein, dass die Montagekraft im Kerbgrund auch Druckspannungen erzeugt.

Für Komponenten nadelhubgesteuerter Einspritzsysteme ergibt sich zudem eine Steigerung des zulässigen Nenndrucks, wenn anstelle des Maximallastniveaus die tatsächlichen Betriebsbelastungen zur Dimensionierung herangezogen werden (betriebsfeste Auslegung). Für die in dieser Arbeit durchgeführte Lebensdauerberechnung stand zwar nur ein synthetisches Lastkollektiv zur Verfügung, aber dessen charakteristischen Merkmale sind durchaus mit denen eines Common-Rail-Einspritzsystemen vergleichbar.

So erscheint die berechnete Steigerung der zulässigen Maximallast bei Wechsel des Auslegekriteriums von dauer- auf betriebsfest von 46 % auch für reale Anwendungsfälle erreichbar. Allerdings ist dann der Nachweis für jede Applikation aufs Neue zu führen.

Zur Umstellung des Auslegekriteriums ist das Wissen über das Festigkeitsverhalten bei großen Spannungsverhältnissen essentiell. Eine Wiederholung der Biegeversuche mit größerem Versuchsaufwand, angepasstem Versuchsaufbau und vorzugsweise gekerbten Bauteilen könnte die erforderlichen Kenntnisse liefern. Ebenso müsste experimentell überprüft werden, ob die zur Übertragung der im Übergangsgebiet ermittelten Parameter auch auf das Zeitfestigkeitsgebiet angewendet werden können.

Für die Auslegung von Serienbauteilen wurde versucht, anhand der Versuchsergebnisse eine geeignete Bemessungsgrundlage zur Bewertung der erhaltenen Festigkeitsgrenzen in Form einer Sicherheitszahl abzuleiten. Das Datenmaterial reicht jedoch nicht aus, belegbar und wissenschaftlich begründet eine Schlussfolgerung zu ziehen.

Zum einen liegt dies an der experimentell unzureichenden Zugänglichkeit der Streuung durch die im Vergleich zur Grundgesamtheit kleinen Stichprobenumfang. In Verbindung mit der begrenzten Anzahl von Versuchsreihen konvergierten die ermittelten Streuwerte

daher nicht gegen einen vertrauenswürdigen Wert, den man als tatsächliche Streuung der Bauteilgrundgesamtheit bezeichnen könnte. Zur Erfassung des Streuverhaltens wurde wegen der offenbar wahrscheinlichsten Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen der von ADENSTEDT [Ade01] vorgeschlagene Richtwert für einsatzgehärtete, spanend bearbeitete Bauteile von $T_L = 1,16$ angesetzt.

Zum anderen ist es auch auf dem Umstand zurückzuführen, dass in der Festigkeitsauslegung schwingend beanspruchter Bauteile bis heute keine allgemein gültige und anerkannte Methode existiert, wie Festigkeitswerte statistisch verteilt sind. Extrapolationen aus dem Gebiet experimentell zugänglicher Ausfallwahrscheinlichkeiten in solche sehr kleiner, ist damit rein spekulativ und führt zudem zu zulässigen Maximalbelastungen, die sich um den Faktor 2 unterscheiden können. Durch die parallele Auswertung der Versuchsergebnissen mit den vier gängigsten Verteilungsmodellen der Lognormal-, der Weibull- und der Logitverteilung sowie der $\arcsin\sqrt{P}$ -Transformation sollte herausgefunden werden, ob ein Modell besser geeignet ist, die Versuchsergebnisse zu beschreiben. Im Bereich zugänglicher Ausfallwahrscheinlichkeiten sind diese aber nicht zu unterscheiden. Aussagen über das Verhalten bei extremen Ausfallwahrscheinlichkeiten können wegen der fehlenden experimentellen Erfassbarkeit nur Felderfahrungen liefern. Dazu finden sich aber nahezu keine Veröffentlichungen. Nur in [HTVB05] wurde anhand zweier näherungsweise mit einem Einstufenkollektiv belasteter Bauteile festgestellt, dass die Auslegung anhand der Logitverteilung im Sinne der zulässigen Ausfallwahrscheinlichkeit zu sicheren Ergebnissen führt, ohne zu konservativ zu sein.

Die hinreichend genaue Kenntnis des richtigen Verteilungsmodells eröffnet fallspezifisch auch die Möglichkeit, die zulässigen Betriebsdrücke zu erhöhen, denn bisher muss der mangelnden Kenntnis der Festigkeitsverteilung durch einen erhöhten Sicherheitsabstand Rechnung getragen werden, soll es nicht zu unerwünschten Felddausfällen kommen.

Literatur

- [Ade01] ADENSTEDT, E.: *Streuung der Schwingfestigkeit*, Technische Universität Clausthal, Dissertation, 2001
- [AZ03] ADENSTEDT, R. ; ZENNER, H.: *Streuung der Schwingfestigkeit*. Fulda : DVM Bericht 802; Betriebsfestigkeit - Neue Entwicklungen bei der Lebensdauerberechnung von Bauteilen, 2003
- [Bä91] BÄUMEL, A.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen der Schwingfestigkeit randschichtgehärteter eigerspannungsbehafteter Bauteile*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 1991
- [Bar97] BARTSCH, H.-J.: *Taschenbuch mathematischer Formeln*. Leipzig : Fachbuchverlag, 1997
- [Bau95] BAUER, H.: *Kraftfahrtechnisches Taschenbuch*. Bd. 22. Auflage. Düsseldorf : VDI-Verlag, 1995
- [BB01] BAMBERG, G. ; BAUR, F.: *Statistik*. Bd. 11. überarb. Auflage. München, Wien, Oldenburg : R. Oldenburg Verlag, 2001
- [Ber83] BERGMANN, J. W.: *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchung*. Bd. 37. Darmstadt : Veröffentlichungen des Institutes für Stahlbau und Werkstoffmechanik der TU Darmstadt, 1983
- [Ber88a] BERGMANN, J. W.: *Werkstoffdauerfestigkeit II: Entwicklung und experimentelle Überprüfung eines Verfahrens zur Berechnung der Dauerfestigkeit druckmittelspannungsbelasteter Bauteile*. Frankfurt : Abschlußbericht des FVV Vorhabens Nr. 345, 1988
- [Ber88b] BERGMANN, J. W.: Standardisierte Lastabläufe. In: *Betriebsfestigkeit: Lastannahmen - Lebensdauernachweis -*

- Erfahrungen in der Praxis; 14. Vortragsveranstaltung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, Rüsselsheim (7.-8. 9. 1988), S. 49–62*
- [BH93] BACHER-HÖCHST, M.: Moderne Methoden der experimentellen Spannungsanalyse und deren Anwendung im Verbund mit numerischen Verfahren bei der Bauteiloptimierung. In: *VDI Berichte 1021* (1993), S. 299–306
- [BH94] BERGMANN, J. W. ; HEULER, P.: Übertragbarkeit - ein zentrales Problem der Lebensdauervorhersage schwingend belasteter Bauteile. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 25 (1994), S. 2–10
- [BHS98] BACHER-HÖCHST, M. ; SCHEFFOLD, A.: Anwendung des linearelastischen örtlichen Konzeptes auf FE-Rechnungen zur Dauerfestigkeitsvorhersage innendruckbelasteter Bauteile aus Stahl. In: *VDI Berichte 1442* (1998), S. 111–121
- [BHS03] BACHER-HÖCHST, M. ; SCHEFFOLD, A.: Systemverhalten und Betriebsfestigkeit von Komponenten in modernen Einspritzsystemen und Bremsanlagen. In: *DVM-Bericht 130 Mechatronik und Betriebsfestigkeit, 30. Tagung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit* (2003), S. 19–35
- [BKSZ94] BUXBAUM, O. ; KOTTE, K. L. ; SCHOTT, G. ; ZONHAR, G.: *Erhöhung der Genauigkeit der Lebensdauervorhersage durch Berücksichtigung der Reihenfolge*. Bonn : Abschlußbericht Deutsche Forschungsgemeinschaft, 1994
- [BLM98] BOMAS, H. ; LINKEWITZ, T. ; MAYR, P.: Anwendung des Fehlstellenmodells auf die Dauerfestigkeit des Stahls 100Cr6 im bainitischen Zustand. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 29 (1998), Nr. 4, S. 185–192
- [Blu94] BLUMENAUER, H.: *Werkstoffindustrie*. Leipzig, München : Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1994

- [Bö79] BÖHM, J.: *Zur Vorhersage von Dauerfestigkeiten ungekerbter und gekerbter Bauteile unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses*, Technische Universität München, Dissertation, 1979
- [Bro85] BROICHHAUSEN, J.: *Schadenskunde: Analyse und Vermeidung von Schäden in Konstruktion, Fertigung und Betrieb*. München, Wien : Carl Hanser Verlag, 1985
- [BS57] BÜHLER, H. ; SCHREIBER, W.: Lösung einer Aufgabe der Dauerschwingfestigkeit mit dem Treppenstufenverfahren. In: *Archiv f. d. Eisenhüttenwesen* 28 (1957), Nr. 3, S. 153–156
- [BS01] BRUDER, T. ; SCHÖN, M.: Durability analysis of carburized components using a local approach based on elastic stresses (Lebensdauerabschätzung von einsatzgehärteten Bauteilen mit dem Konzept der örtlichen elastischen Beanspruchung). In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* (2001), Nr. 32, S. 377–387
- [BSM01] BOMAS, H. ; SCHLEICHER, M. ; MAYR, P.: Anwendung des Fehlstellenmodells zur Vorhersage der Ermüdungsrissbildung an Einschlüssen in nitrierten Proben. In: *Härterei-Technische Mitteilungen* 56 (2001), Nr. 5, S. 341–346
- [BT99] BERGMANN, J. W. ; THUMSER, R.: *Synthetische Wöhlerlinien für Eisenwerkstoffe (Synthetische Wöhlerlinien 1999)*. Weimar : Forschungsbericht der Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V. aus der Reihe Forschung für die Praxis - P249, 1999
- [Bux92] BUXBAUM, O.: *Betriebsfestigkeit*. Bd. 2., erweiterte Auflage. Düsseldorf : Verlag Stahleisen mbH, 1992
- [BVDL04] BERGMANN, J. W. ; VORMWALD, M. ; DIEMAR, A. ; LINNE, K.: *Abschlußbericht des FVV-Vorhabens 784 Einsatzhärten und Autofrettage: Dauerfestigkeitssteigerung*

- einsatzgehärteter Hochdruckbauteile durch Autofrettage.*
Frankfurt a. M. : FVV, 2004
- [BVDP95] BALLARD, P. ; VAN, K. D. ; DEPERROIS, A. ; PAPADOPOULOS, Y. V.: High cycle fatigue and a Finite Element Analysis. In: *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 18 (1995), Nr. 3, S. 397–411
- [CP92] COTTIN, D. ; PULS, E.: *Angewandte Betriebsfestigkeit*. Bd. 2. Auflage. München, Wien : Carl Hanser Verlag, 1992
- [DEN] www.globaldenso.com/TECHNOLOGY/tec_report/2001/pdf/T2001s12_13.pdf, aktuell am 19.10.2002
- [Den75] DENGEL, D.: Die $\arcsin - \sqrt{P}$ -Transformation - ein einfaches Verfahren zur graphischen und rechnerischen Auswertung geplanter Wöhler-Versuche. In: *Z. f. Werkstofftechnik* 6 (1975), S. 253–261
- [Den78] DENGEL, D.: Planung und Auswertung von Dauerschwingversuchen bei angestrebter statistischer Absicherung der Kennwerte, Verhalten von Stahl bei schwingender Beanspruchung. In: *Verlag Stahl Eisen GmbH* (1978), S. 23–46
- [Den89] DENGEL, D.: Empfehlung für das statistische Abschätzen des Zeit- und Dauerfestigkeitsverhaltens von Stahl. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 20 (1989), S. 73–81
- [DIN78] *DIN 50100. Dauerschwingversuch. Begriffe, Zeichen, Durchführung, Auswertung.* 1978
- [DIN85] *DIN 51524-2. Druckflüssigkeiten; Hydrauliköle; Hydrauliköle HLP; Mindestanforderungen.* Berlin : Beuth Verlag, 1985

- [DIN87] *DIN 3990, Teil 3. Tragfähigkeitsberechnung von Stirnrädern, Berechnung der Zahnfußtragfähigkeit.* Berlin : Beuth Verlag, 1987
- [DIN90a] *DIN 18800. Stahlbauten, Bemessung und Konstruktion.* 1990 (Teil 1)
- [DIN90b] *DIN 4768. Ermittlung der Rauheitskenngrößen R_a , R_z , R_{max} mit elektronischen Tastschnittgeräten.* Berlin : Beuth Verlag, 1990
- [DIN98a] *DIN EN 10084. Einsatzstähle. Technische Lieferbedingungen.* Berlin : Beuth Verlag, 1998
- [DIN98b] *DIN EN ISO 4287. Oberflächenbeschaffenheit; Tastschnittverfahren; Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit.* Berlin : Beuth Verlag, 1998
- [DIN00a] *DIN 743. Tragfähigkeitsberechnung von Achsen und Wellen.* 2000
- [DIN00b] *DIN EN 60672-2. Keramik- und Glasisolierstoffe - Teil 2: Prüfverfahren.* Berlin : Beuth Verlag, 2000
- [DIN04] *DIN 50125. Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben.* Berlin : Beuth Verlag, 2004
- [DKBK94] DRESSLER, K. ; KÖTTGEN, V. B. ; BESTE, A. ; KÖTZLE, H.: Möglichkeiten der Berechnung in der Betriebsfestigkeitsanalyse. In: *VDI Berichte Nr. 1153* (1994), S. 43–59
- [DM48] DIXON, W. J. ; MOOD, A. M.: A method for obtaining and analyzing sensitivity data. In: *J. Am. Statistical Assoc.* 43 (1948), S. 108–126
- [DM87] DÜRR, W. ; MAYER, H.: *Wahrscheinlichkeitsrechnung und schließende Statistik.* München, Wien : Carl Hanser Verlag, 1987

- [DTB04] DIEMAR, A. ; THUMSER, R. ; BERGMANN, J. W.: *Determination of local characteristics for the application of the Weakest-Link model with ANSYS*. Dresden : 22nd CAD-FEM Users' Meeting, 2004
- [EEM85] ECKERT, E. ; ENG, H.-J. ; MAENNING, W.-W.: Einfluss von Laststufen im Zeitfestigkeitsgebiet. In: *Materialprüfung* 27 (1985), Nr. 6, S. 162–166
- [EM74] EL-MAGD, E.: *Versagensbedingung bei mehrachsig schwingender Beanspruchung metallischer Werkstoffe*, Technische Hochschule Aachen, Habilitationsschrift, 1974
- [Eng87] ENGEL, A.: *Statistik*. Stuttgart : Ernst Klett Verlag, 1987
- [EUR92] Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1.1: General rules and rules for building. In: *Fatigue* (1992)
- [Feh] FEHRENBACH, F.: Bosch auf kraftvolle Weiterentwicklung ausgerichtet. In: *Zur Bilanzpressekonferenz am 28.04.2005*
- [Feh86] FEHLING, J.: *Festigkeitslehre*. Düsseldorf : VDI Verlag, 1986
- [FG53] FREUDENTHAL, A. ; GUMBEL, E. J.: On the statistical interpretation of fatigue tests. In: *Proceedings of the Royal Society of London Series A* 216 (1953), S. 309–331
- [Fin47] FINNEY, D. J.: *Probit analysis*. London : Cambridge University Press, 1947
- [Fis22] FISHER, R. A.: On the dominance ratio. In: *Pro. Roy. Soc. Edinb.* 42 (1921/22), S. 321–341
- [Gas39] GASSNER, E.: Festigkeitsversuche mit wiederholter Beanspruchung im Flugzeugbau. In: *Luftwissen* 6 (1939), Nr. 2, S. 61–64

- [GD03] GAIER, C. ; DANNBAUER, H.: Fatigue analysis of multiaxially loaded components with the FE-Postprozessor FEMFAT-MAX. In: *ELSYS Publication 31: Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture* (2003)
- [Gro94] GROSCH, J.: *Einsatzhärten: Grundlagen - Verfahren - Anwendungen - Eigenschaften einsatzgehärteter Gefüge und Bauteile*. Renningen - Malsheim : Expert Verlag, 1994
- [Gum56] GUMBEL, E. J.: Statistische Theorie der Ermüdungserscheinungen bei Metallen. In: *Mitteilungsblatt für mathematische Statistik und ihre Anwendungsgebiete* 8 (1956), S. 97–131
- [Hä94] HÄNEL, B.: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis*. Frankfurt a. M. : Forschungskuratorium Maschinenbau 183-2, 1994
- [Hah95] HAHN, M.: *Festigkeitsberechnung und Lebensdauerabschätzung für Metallische Bauteile unter mehrachsiger schwingender Beanspruchung*, TU Berlin, Dissertation, 1995
- [Hai71] HAIBACH, E.: Probleme der Betriebsfestigkeit von metallischen Konstruktionsteilen. In: *VDI-Z* 113 (1971), Nr. 5, S. 397–403
- [Hai89] HAIBACH, E.: *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Berechnung*. Düsseldorf : VDI Verlag, 1989
- [Hai92] HAIBACH, E.: *Betriebsfeste Bauteile*. Berlin : Springer Verlag, 1992
- [Heu97] HEULER, P.: *Rechnerische Betriebsfestigkeitsanalyse für Fahrzeugbauteile - Randbedingungen und Grenzen*. DVM Bericht 123 Betriebsfestigkeit und Entwicklungszeitverkürzung, 1997

- [Hey47] HEYWOOD, R. B.: The relationship between fatigue and stress concentration. In: *Aircraft Engeneering* 19 (1947), S. 81–84
- [HHMP97] HOFFMANN, K.-H. ; HUMMEL, K. ; MADERSTEIN, T. ; PETERS, A.: Das Common-Rail-Einspritzsystem - ein neues Kapitel in der Dieseleinspritztechnik. In: *Motoren-technische Zeitung* 58 (1997), Nr. 10, S. 572–582
- [HHS⁺02] HÄNEL, B. ; HAIBACH, E. ; SEEGER, T. ; WIRTHGEN, G. ; ZENNER, H.: *FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. Bd. 4. erw. Ausgabe. Frankfurt a. M. : VDMA Verlag, 2002
- [HK75] HECKEL, K. ; KÖHLER, J.: Experimentelle Untersuchung des statistischen Größeneinflusses im Dauerschwingversuch an ungekerbten Stahlproben. In: *Zeitschrift für Werkstofftechnik* 6 (1975), S. 52–54
- [HL75] HAIBACH, E. ; LEHRKE, H. P.: *Das Verfahren der Amplitudentransformation*. Darmstadt : LBF-Bericht NR. FB-125. Laboratorium für Betriebsfestigkeit, 1975
- [Hob95] HOBACHER, A.: Recommendations on fatigue of welded structures. In: *International of Welding* (1995)
- [Hob97] HOBACHER, A.: *Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Verbindungen und Bauteile*. Düsseldorf : DVS Verlag GmbH, 1997
- [Hof87] HOFFMANN, K.: *Eine Einführung in die Technik des Messens mit Dehnmeßstreifen*. Darmstadt : Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, 1987
- [HTS83] HÜCK, M. ; THRÄINER, L. ; SCHÜTZ, W.: *Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß, Synthetische Wöhlerlinien. Technischer Bericht ABF 11*. Düsseldorf : VBFeh, 1983

- [HTVB05] HERZ, E. ; THUMSER, R. ; VORMWALD, M. ; BERGMANN, J. W.: Endurance limit of high pressure diesel injection pipes for low failure probability. In: *Fatigue Design Conference* (2005)
- [Hü83] HÜECK, M.: Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen. In: *Werkstofftechnik* 14 (1983), S. 406–417
- [Hue81] HUECK, M.: *Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß - synthetische Wöhlerlinien* -. Bd. 2. Fassung. Düsseldorf, 1981
- [HV89] BACHER HÖCHST, M. ; VÖHRINGER, O.: Kenntnisstand zum Verformungs- und Bruchverhalten einsatzgehärteter Stähle - Teil 2. Schlagverformung, Risszähigkeit, Schwingfestigkeit. In: *HTM* 44 (1989), Nr. 5, S. 304–317
- [HW81] HÄNEL, B. ; WIRTHGEN, G.: Berechnung der Dauerfestigkeit nach dem Verfahren von Kogaev und Serensen. In: *ItL-Mitt.* 20 (1981), Nr. 3, S. 65–74
- [HW86] HÄNEL, B. ; WIRTHGEN, G.: Berechnungen nichtgeschweißter Maschinenbauteile nach dem DDR-Standard TGL 19340. In: *Konstruktion* 38 (1986), Nr. 7, S. 269–277
- [HW94] HÄNEL, B. ; WIRTHGEN, G.: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. Bd. 183-1 und 183-2. Frankfurt : FKM Vorhaben Nr. 154, 1994
- [IRH97] ISSLER, L. ; RUOSS, H. ; HAFELE, P.: *Festigkeitslehre - Grundlagen*. Bd. 2. Auflage. Berlin, Heidelberg, New York : Springer Verlag, 1997
- [Jae88] JAENICKE, B.: Stützwirkungskonzepte. In: *VDI Berichte* (1988), Nr. 661, S. 27–66

- [KE82] KLINGELE, H. ; ENGEL, L.: *Rasterelektronenmikroskopische Untersuchung von Metallschäden*. München, Wien : Carl Hanser Verlag, 1982
- [KH89] KRÄ, C. ; HECKEL, K.: Übertragung von Schwingfestigkeitswerten mit dem statistischen Größeneinfluß. In: *Mat.-wiss. u. Werkstofftechnik* 20 (1989), S. 255–261
- [Klo76] KLOOS, K. H.: *Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*. Düsseldorf : Band 268 der Reihe VDI-Bericht, VDI-Verlag, 1976
- [Kö75] KÖHLER, J.: *Statistischer Größeneinfluß im Dauerschwingverhalten ungekerbter und gekerbter Bauteile*, Technische Universität München, Dissertation, 1975
- [Kol97] KOLLER, R. E.: Einflüsse auf die Schwingfestigkeit. In: *Grundlagen der Betriebsfestigkeit, Seminar der EMPA Dübendorf* (16.-17. 4. und 12. - 13. 11. 1997), S. 1–25
- [Krä88] KRÄ, C.: *Beschreibung des Lebensdauerverhaltens gekerbter Proben unter Betriebsbelastungen auf der Basis des statistischen Größeneinflusses*, Technische Universität München, Dissertation, 1988
- [KS94] KAUFMANN, H. ; SONSINO, C. H.: Übertragbarkeit von an ungekerbten und gekerbten bauteilähnlichen Proben ermittelten Schwingfestigkeitskennwerte am Beispiel von geschmiedeten LKW-Pleuln und LKW-Achsschenkeln. In: *Vorträge des sechsten LBF-Kolloquiums am 1. und 2. Mai 1994 in Darmstadt, Bericht Nr. TB200* (1994)
- [Kul03] KULL, E.: *Einfluss der Geometrie des Spritzlochs von Dieseleinspritzdüsen auf das Einspritzverhalten*, Universität Erlangen-Nürnberg, Dissertation, 2003

- [KY68] KOIBUCHI, K. ; YAMANE, M.: Wave-form effect on fatigue strength and its rheological analysis. In: *Buletin of JSME* 47 (1968), Nr. 11, S. 761–770
- [Lan79] LANG, O. R.: Dimensionierung komplizierter Bauteile aus Stahl im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit. In: *Zeitschrift f. Werkstofftechnik* 10 (1979), Nr. 10, S. 24–29
- [Lic05] LICHTINGER, K.: *Inbetriebnahme und Erprobung eines Kuppenfestigkeitsprüfstandes für Dieseleinspritzdüsen*, Fachhochschule Regensburg, Diplomarbeit, 2005
- [Lin01] LINGENER, U.: Piezo-Common-Rail-System der zweiten Generaion. In: *4. Dresdener Motorenkolloquium, Dieselmotoren - Zielkonflikt zwischen Wirtschaftlichkeit und Umweltverträglichkeit* (2001), S. 141–149
- [LK78] LUKAS, P. ; KLESNIL, M.: Fatigue limit of notched bodies. In: *Material Science and Engeneering* 34 (1978), S. 61–66
- [Lö99] LÖWISCH, G.: *VDI Fortschrittsbericht: Verhalten von mehrachsig, schwingend beanspruchter Proben aus normalgeglühtem Ck 15 sowie blind- und einsatzgehärteten 16 MnCr 5*. Düsseldorf : VDI Verlag, 1999
- [Loc55] LOCATI, L.: Le prove di fatica come ausilio alla progettazione ed alla produzione. In: *Metalurgia Italiana* 47 (1955), Nr. 9, S. 301–308
- [LRK64] LICHTMANN, V. ; REHBINDER, P. A. ; KARPANKO, G. V.: *Der Einfluß grenzflächenaktiver Stoffe auf die Deformation von Metallen*. Berlin : Akademie-Verlag, 1964
- [LZ91] LIU, J. ; ZENNER, H.: Berechnung der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung der statistischen und spannungsmechanischen Stützziffer. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 22 (1991), Nr. 6, S. 187–196

- [LZ93] LIU, J. ; ZENNER, H.: Berechnug der Dauerschwingfestigkeit bei mehrachsiger Beanspruchung - Teil 2. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 24 (1993), Nr. 8, S. 296–303
- [LZ95] LIU, J. ; ZENNER, H.: Berechnung von Bauteilwöhlerlinien unter Berücksichtigung der statistischen und spannungsmechanischen Stützziffer. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 26 (1995), Nr. 1, S. 14–21
- [Mae77] MAENNING, W.-W.: Das Abgrenzungsverfahren, eine kostensparende Methode zur Ermittlung von Schwingfestigkeitswerten. In: *Materialprüfung* 19 (1977), Nr. 8, S. 280–289
- [McD73] MCDIARMID, D. L.: *A criterion of fatigue failure under multiaxial stress*. Montreall : Proceedings of the Fourth Canadian Congress of aplied mechanics, 1973
- [Mel89] MELCHER, K.: *Kraftstoffeinspritzsysteme für Verbrennungsmotoren*. Stuttgart : Skriptum der an der Universität Stuttgart gehaltenen Vorlesung, 1989
- [MH97] MERTENS, H. ; HAHN, M.: Vorhersage von Bauteil-Wöhlerlinien für Nennspannungskonzepte. In: *Konstruktion* 49 (1997), Nr. 9, S. 31–37
- [MS72] MAENNING, W.-W. ; STROGIES, W.: Eine weiterentwickelte Auffassung des Wöhler-Diagramms und eine neue Berechnungsmethode zur Anwendung des Extremwertverfahrens auf experimentelle Ergebnisse zur Berechnung von Schwingfestigkeitswerten. In: *Materialprüfung* 14 (1972), S. 249–254
- [MT82] MAENING, W. H. ; TAFERNER, H. J.: *VDI-Forschungsheft Nr. 611: Ursachen der Ausbildung einer Dauerschwingfestigkeitsgrenze bei kubischraumzentrierten, kubischflächenzentrierten und hexagonal dichtest gepackten Metallen*. Düsseldorf : VDI, 1982

- [Mur89] MURAKAMI, Y.: Effects of Small Defects and Non-Metallic Inclusions on the Fatigue Strength of Metals. In: *JSME International Journal* (1989), Nr. 32, S. 167–180
- [Mur93] MURAKAMI, Y.: The $\sqrt{\text{area}}$ Parameter Model for Quantitative Evaluations of Effects of Non-Metalic Inclusions on Fatigue Strength. In: *Proceedings of the International Conference on Fatigue and Fatigue Thresholds* (1993), S. 291–296
- [Mur01] MURAKAMI, Y.: Mechanism of Fatigue Failure in Ultra-long Life Regime. In: *Proceedings of the International Conference on Fatigue in the Very High Cycle Regime* (2001), S. 11–22
- [MW85] MACHERAUCH, E. ; WOHLFAHRT, H.: Eigenspannungen und Ermüdung, Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe. In: *Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e. V.* (1985), S. 237–283
- [Nak86] NAKONIECZNY, A.: Einfluß einer thermochemischen Behandlung auf die Dauerschwingfestigkeit von Baustählen. In: *Neue Hütte* 31 (1986), Nr. 1
- [Neu61] NEUBER, H.: Theory of stress concentration of shear-strained prismatic bodies with arbitrary nonlinear Stress-Strain-Law. In: *Transaction of the ASME (Journal of Applied Mechanics)* 28 (1961), S. 544–550
- [Neu68] NEUBER, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: *Konstruktion* 20 (1968), Nr. 7, S. 245–251
- [NK99] NISHIJIMA, S. ; KANAZAWA, K.: Stepwise $S - N$ curve and fish eye failure in gigacycle fatigue. In: *Fatigue and Fracture of Engeneering Materials and Structures* 22 (1999), S. 601–607

- [Nok81] NOKLEBY, J. O.: *Fatigue under multiaxial stress conditions*. Trondheim : Rep. MD-81001. Div. Mach. Elem. The Norw. Inst. Technol., 1981
- [Nov61] NOVOSILOV, V. V.: *Theory of elasticity (J. J. Sherrkon, trans.)*. Jerusalem : Israel Program for Scientific Translation, 1961
- [Pok94] POKROPP, F.: *Lineare Regression und Varianzanalyse*. München : Oldenbourg Verlag GmbH, 1994
- [Pro48] PROT, E. M.: L'essai de fatigue sous charge progressive. Une nouvelle technique d'essai des matériaux. In: *Revue de Métallurgie* 45 (1948), Nr. 12, S. 481–489
- [Rad95] RADAJ, D.: *Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Leichtbau und Maschinen- und Stahlbau*. Berlin, Heidelberg : Springer-Verlag, 1995
- [Ree69] REEMSNEYDER, H. S.: An examination of the Locati estimation of the fatigue limit. In: *Metallprüfung* 11 (1969), Nr. 4, S. 109–114
- [RGG00] RUSSEL, M. F. ; GREEVES, G. ; GUERRASSI, N.: More torque, less emission and less noise. In: *SAE Technical Paper 2000-01-0942* (200)
- [Ros64] ROSSOW, E.: Eine einfache Rechenschiebernäherung an die den normal scores entsprechenden Prozentpunkte. In: *Qualitätskontrolle* 9 (1964), Nr. 12, S. 146 – 147
- [RUS] *Werbeprospekt Mikroton Resonanz-Prüfmaschine*. Rüssenberger Prüfmaschinen AG
- [Sä89] SÄHN, S.: *Bruch- und Beurteilungskriterien in der Festigkeitslehre*. Bd. 1. Auflage. Leipzig : VEB Fachbuchverlag, 1989
- [Sac99] SACHS, L.: *Angewandte Statistik*. Bd. 9. überarbeitete Auflage. Berlin, Heidelberg : Springer Verlag, 1999

- [Sch65] SCHÜTZ, W.: *Über eine Beziehung der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwenbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*, Technische Universität München, Dissertation, 1965
- [Sch72] SCHIJVE, J.: The accumulation of fatigue damage in aircraft materials and structures. In: *AGAR-Dograph No. 157* (1972)
- [Sch76a] SCHREIBER, R.: *Untersuchungen zum Dauerschwingverhalten des kugelgestrahlten Einsatzstahls 16 MnCr 5 in verschiedenen Wärmebehandlungszuständen*, Universität Karlsruhe, Dissertation, 1976
- [SCH76b] STEPHENS, R. I. ; CHEN, D. K. ; HOM, B. W.: Fatigue crack growth with negative stress ratio following single overloads in 2024-T3 and 7075-T6 aluminum alloys. In: *ASTM STP 595* (1976), S. 27–40
- [Sch83] SCHWEIGER, G.: *Statistischer Größeneinfluß bei unregelmäßiger Schwingbeanspruchung*, HSBw München, Dissertation, 1983
- [Sch97] SCHOTTBACH, E. H.: *Werkstoffermüdung - Ermüdungsfestigkeit*. Stuttgart : Dt. Verlag für Grundstoffindustrie, 1997
- [See96] SEEGER, T.: *Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise*. Köln : Stahlbau Verlagsgesellschaft mbH, 1996
- [SEH84] SCHWEIGER, G. ; ERBEN, W. ; HECKEL, K.: Anpassung der Weibull-Verteilung an Versuchsgrößen. In: *Materialprüfung* 26 (1984), Nr. 10, S. 340–343
- [SG65] SIEBEL, E. ; GAIER, M.: Untersuchungen über den Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerschwingfestigkeit metallischer Bauteile. In: *VDI-Z.* 98 (1965), S. 1751–1774

- [SG75] SCHÜTZ, D. ; GASSNER, E.: Durch veränderliche Betriebslasten in Kerben erzeugte Eigenspannungen und ihre Bedeutung für die Anwendbarkeit der linearen Schadensakkumulations-Hypothese. In: *Z. für Werkstofftechnik* 6 (1975), Nr. 6, S. 194–205
- [Sim73] SIMBÜRGER, A.: *Berechnungsverfahren zur Ermittlung der Anstrengung zäher Werkstoffe unter mehrachsiger Schwingbeanspruchung*. LBF TM Nr. 70/73, 1973
- [Sim75] SIMBÜRGER, A.: *Festigkeitsverhalten zäher Werkstoffe bei einer mehrachsigen phasenverschobenen Schwingbeanspruchung mit körperfesten und veränderlichen Hauptspannungsrichtungen*. LBF-Bericht Nr. FB-121, 1975
- [SS55] SIEBEL, E. ; STIELER, M.: Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. In: *VDI-Z* 97 (1955), Nr. 5, S. 122–126
- [STKE87] KONVENTION FÜR STAHLBAU TECHNISCHE KOMMISSION 6 ERMÜDUNG, Europäische: *Empfehlung für die Bemessung und Konstruktion von ermüdungsbeanspruchten Stahlbauten*. Zürich : Schweizer Zentrale für Stahlbau, 1987
- [SWT70] SMITH, K. ; WATSON, N. P. ; TOPPER, T. H.: A Stress-Strain Funktion for the Fatigue of Metals. In: *Journal of Materials* 5 (1970), Nr. 4, S. 767–778
- [TB32] THUM, A. ; BUCHMANN, W.: *Dauerfestigkeit und Konstruktion*. Berlin : VDI Verlag, 1932
- [TBV04] THUMSER, R. ; BERGMANN, J. W. ; VIEWEG, N.: Betriebsfeste Auslegung eines Speichers für Common Rail Systeme. In: *DVM-Bericht 131: Leichtbau und Betriebsfestigkeit* (2004), S. 143–154

- [TCDD54] H. T. CORTEN ; DIMOFF, T. ; DOLAN, T. J.: An appraisal of the Prot method of fatigue testing. In: *Proc. ASTM* 54 (1954), S. 875–902
- [TEM77] TROOST, A. ; EL-MAGD, E.: Allgemeine quadratische Versagensbedingung für metallische Werkstoffe bei mehrachsiger schwingender Beanspruchung. In: *Metall* 31 (1977), S. 759–764
- [TGL83] *TGL 19340. Dauerfestigkeit der Maschinenbauteile*. Ausgabe 3.83. Leipzig : Verlag für Standardisierung, 1983
- [Tre03] TRENGOVE, S.: Using abrasive flow machining (AFM) to (a) increase the fatigue strength of diesel injection equipment components and (b) to generate high discharge coefficient diesel injection holes. In: *IMechE* (2003)
- [UPF99] ULLMAN, K. ; PLASS, P. ; FEIGE, H.-J.: Zur Dauer-schwingfestigkeit zweifach gekerbter Bauteile am Beispiel von Einspritzdüsen. In: *GESA-Symposium* (1999)
- [Van73] VAN, K. D.: Sur la résistance à la fatigue des métaux. In: *Science et Fatigue de l'Armement, 3ème fascicule* (1973), S. 647–722
- [VDE80] VDEH: *Arbeitsgemeinschaft Betriebsfestigkeit. Berechnung von Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß - synthetische Wöhlerlinien* -. Düsseldorf : Bericht Nr. ABF, 1980 (11)
- [VDE85] VDEH: *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung*. Bd. 2., überarbeitete und erweiterte Auflage. Düsseldorf : Verlag Stahleisen mbH, 1985
- [VDI65] *VDI Richtlinie 2226. Empfehlungen für die Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile*. VDI-Verlag, 1965
- [Vel84] VELTEN, E.: *Entwicklung eines Schwingfestigkeitskonzeptes zur Berechnung der Dauerfestigkeit thermome-*

- chanisch randschichtverfestigter bauteilähnlicher Proben*, Technische Universität Darmstadt, Dissertation, 1984
- [VGM89] VAN, K. D. ; GRIVEAU, B. ; MESSAGE, O.: On a new multiaxial fatigue criterion: Theory and application, biaxial and multiaxial fatigue, EGF 3. (1989), S. 479–496
- [Wei39a] WEIBULL, W.: *The Phenomenon of rupture in solids*. Bd. Handlingar Nr. 153. Stockholm : IVA, 1939
- [Wei39b] WEIBULL, W.: *A statistic theorie of the strength of materials*. Bd. Handlingar Nr. 151. Stockholm : IVA, 1939
- [Wei51] WEIBULL, W.: A statistic distribution function of wide applicability. In: *Journal of applied mechanics* 18 (1951), S. 293–297
- [Wel76] WELLINGER, K.: *Festigkeitsberechnung*. Bd. 3. erw. Auflage. Stuttgart : Alfred Kroner Verlag, 1976
- [Woh88] WOHLFAHRT, D. H.: *Einfluß von Mittelspannungen und Eigenspannungen auf die Dauerfestigkeit*. Kassel : VDI Berichte 661, 1988
- [WSB96] WINDERLICH, B. ; STANDFUSS, J. ; BRENNER, B.: Beanspruchungsgerechtes Laserhärten. In: *DVM-Bericht 122: Leichtbau durch innovative Fertigungsverfahren, 22. Vortragsveranstaltung des Arbeitskreises Betriebsfestigkeit* (1996), S. 29–39
- [WSJS76] WANHIL, R. J. H. ; SCHIJVE, J. ; JACOBS, F. A. ; SCHRA, L.: Environmental fatigue under Gust spectrum loading for sheet and forging aircraft materials. In: *Fatigue Testing and design* 1 (1976), S. 8.1–8.33
- [WT67] WIEGAND, H. ; TOLASCH, G.: Über das Zusammenwirken einzelner Faktoren zur Steigerung der Biegewechselfestigkeit einsatzgehärteter Proben. In: *HTM* 22 (1967), Nr. 3, S. 213–220

- [Zam81] ZAMMERT, W.-U.: Versuchsmethoden zur Ermittlung von Dauerschwingfestigkeitswerten. In: *Materialprüfung* 23 (1981), Nr. 10, S. 335–339
- [Zam85] ZAMMERT, W. U.: *Betriebsfestigkeitsberechnung*. Braunschweig : Vieweg Verlag, 1985
- [Zen88] ZENNER, H.: Dauerfestigkeit und Spannungszustand. In: *VDI Berichte Nr. 661* (1988), S. 151–186
- [Zen95] ZENNER, H.: Berechnung bei mehrachsiger Beanspruchung. In: *VDI-Berichte 1227: Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile* (1995), S. 219–236
- [ZR77] ZENNER, H. ; RICHTER, I.: Eine Festigkeitshypothese für die Dauerfestigkeit bei beliebigen Beanspruchungskombinationen. In: *Konstruktion* 29 (1977), S. 11–18

A Anhang

A.1 Zeichnungen und FE-Netze

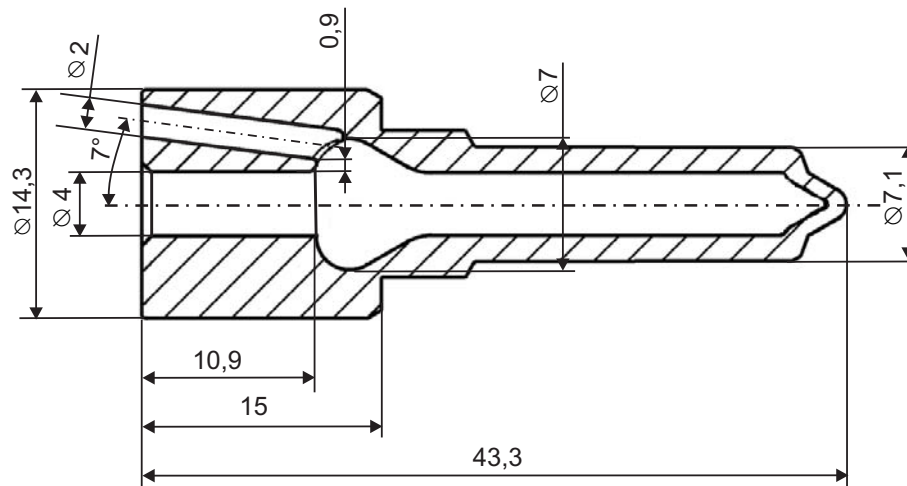


Abbildung 51: Skizze des Basisprüflings

Spickel:

Gemessene Randhärte im Kerbgrund:	753 HV
Gemessene Oberflächenrauigkeit im Kerbgrund:	$R_z = 1,75 \mu m$ $R_t = 2,46 \mu m$

Spritzlochverschneidung:

Gemessene Randhärte im Kerbgrund:	689 HV
Gemessene Oberflächenrauigkeit im Kerbgrund:	$R_z = 1,30 \mu m$

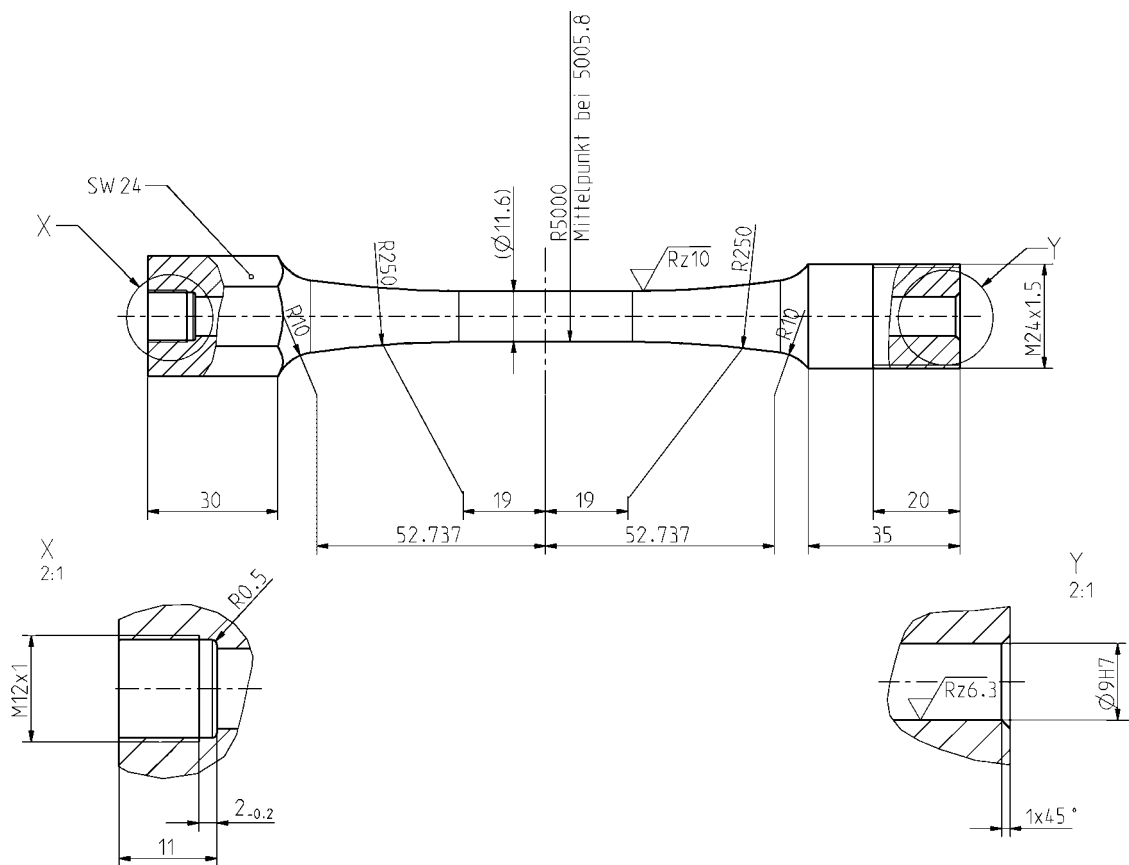


Abbildung 52: Zeichnung der Rohrprobe für den statistischen Größeneinfluss

Gemessene Randhärte im Kerbgrund:

694 HV

Gemessene Oberflächenrauigkeit im Kerbgrund:

$R_z = 1,30 \mu m$

$R_t = 1,85 \mu m$

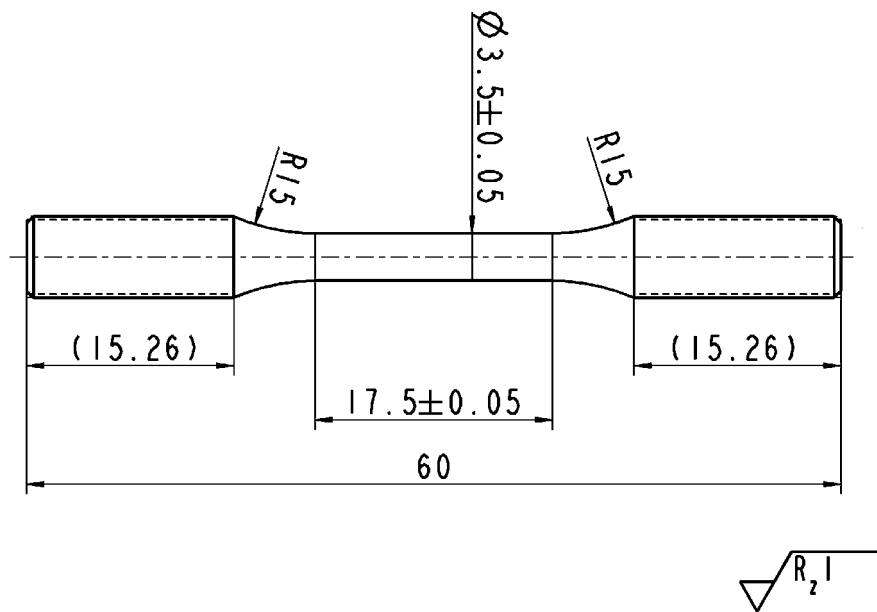


Abbildung 53: Zeichnung der Biegeprobe

Gemessene Randhärte im Kerbgrund:

677 HV

Gemessene Oberflächenrauigkeit im Kerbgrund:

$R_z = 0,67 \mu\text{m}$

$R_t = 0,80 \mu\text{m}$

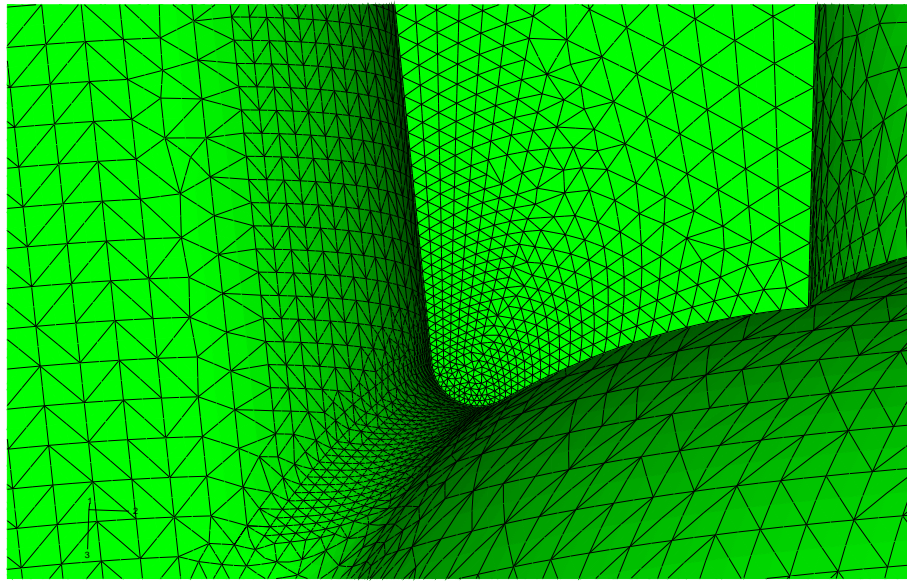


Abbildung 54: FE-Netz des Kerbgrundes am Spickel

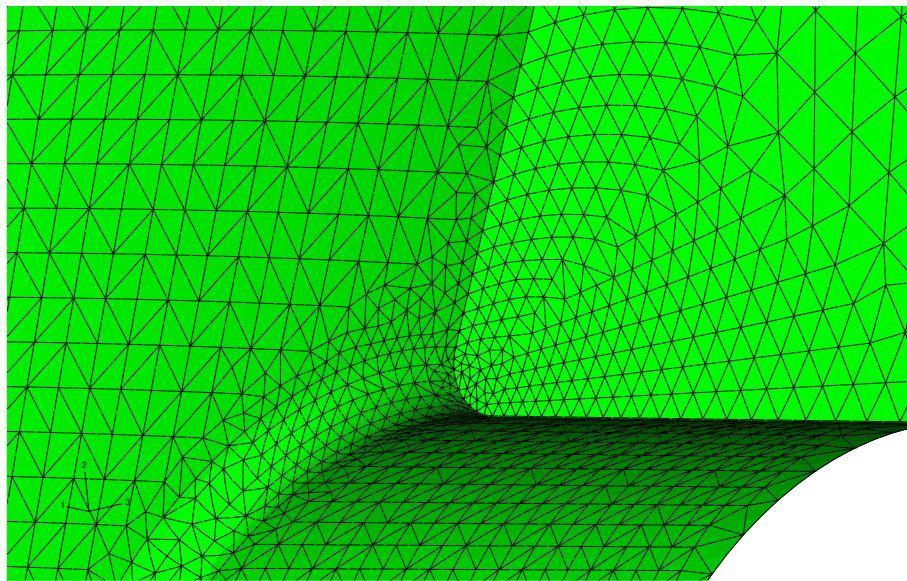


Abbildung 55: FE-Netz des Kerbgrundes an der Spritzlocheinlaufkante

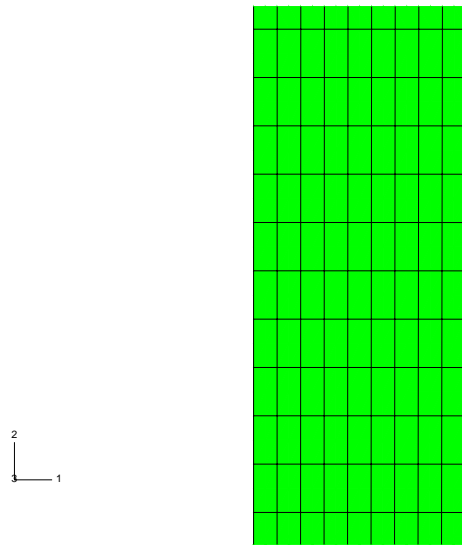


Abbildung 56: FE-Netz des Kerbgrundes der Rohrprobe

A.2 Versuchsergebnisse im Einzelnen

In den Tabellen 39 bis 50 sind die erreichten Lebensdauern der einzelnen Proben eingetragen. Der Vermerk VE bedeutet, dass der Prüfling das Versuchsende (VE) von $5 \cdot 10^6$ erreicht hat, ohne dass das Versagenskriterium erreicht wurde (Durchläufer). In den Abbildungen 58 bis 67 sind die Kerbgrundspannungswöhlerlinien der einzelnen Versuchsreihen dargestellt.

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 509$ $\sigma_a^{GEH} = 619$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 572$ $\sigma_a^{GEH} = 697$	L_3 $\sigma_a^{NH} = 636$ $\sigma_a^{GEH} = 774$	L_4 $\sigma_a^{NH} = 700$ $\sigma_a^{GEH} = 851$	L_5 $\sigma_a^{NH} = 806$ $\sigma_a^{GEH} = 980$
1	5,46E+5	5,20E+5	3,62E+4	1,60E+4	6,73E+3
2	VE	VE	VE	2,32E+4	9,99E+3
3	VE	2,19E+5	5,28E+4	1,73E+4	7,60E+3
4	VE	VE	7,43E+5	1,28E+4	9,04E+3
5	VE	2,34E+5	VE	2,04E+4	4,33E+3
6	VE	4,00E+5	2,71E+6	2,92E+4	7,61E+3
7	VE	VE	VE	2,03E+4	1,24E+3
8	VE	VE	5,71E+5	1,13E+4	1,08E+4
9	VE	VE	9,87E+4	2,00E+4	1,08E+4
10	VE	1,80E+5	VE	2,68E+4	9,54E+3
11	-	VE	2,66E+5	-	-
12	-	1,66E+5	VE	-	-
13	-	VE	VE	-	-
14	-	2,94E+5	5,24E+4	-	-
15	-	VE	VE	-	-
16	-	VE	5,30E+4	-	-
17	-	VE	VE	-	-
18	-	3,10E+5	VE	-	-
19	-	2,53E+5	VE	-	-
20	-	VE	VE	-	-

Tabelle 39: Innendruckschwellversuche Basisdüsendesign

Die Darstellung der Ergebnisse des Basisdüsendesigns in einem Wöhlerdiagramm erfolgte bereits in Kapitel 5.3.2 (Abbildung 25).

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 720$ $\sigma_a^{GEH} = 840$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 792$ $\sigma_a^{GEH} = 924$
1	VE	1,54E+5
2	VE	9,44E+4
3	VE	9,38E+4
4	VE	2,87E+6
5	VE	VE
6	VE	1,40E+5
7	VE	VE
8	VE	1,90+5
9	-	VE
10	-	VE

Tabelle 40: Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 1

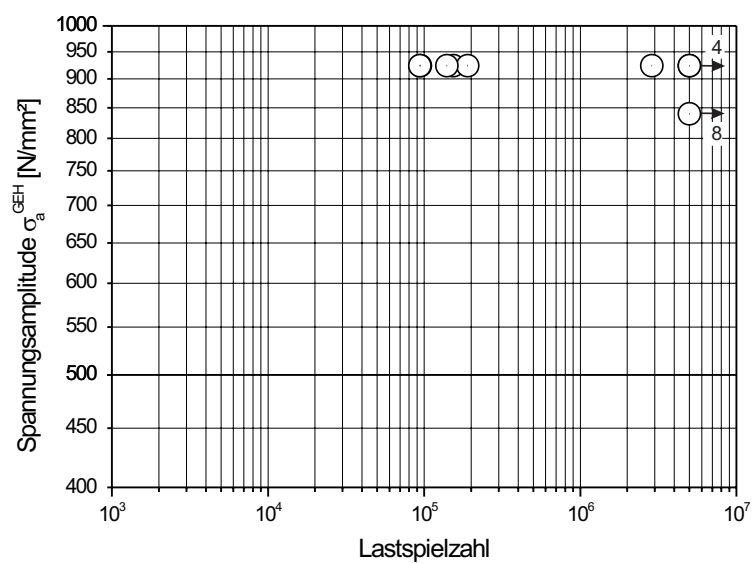


Abbildung 57: Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 1

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 700$ $\sigma_a^{GEH} = 812$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 750$ $\sigma_a^{GEH} = 870$
1	VE	2,84E+5
2	VE	VE
3	VE	VE
4	VE	VE
5	VE	VE
6	VE	VE
7	VE	VE
8	-	4,29E+6
9	-	VE
10	-	2,37E+6

Tabelle 41: Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 2

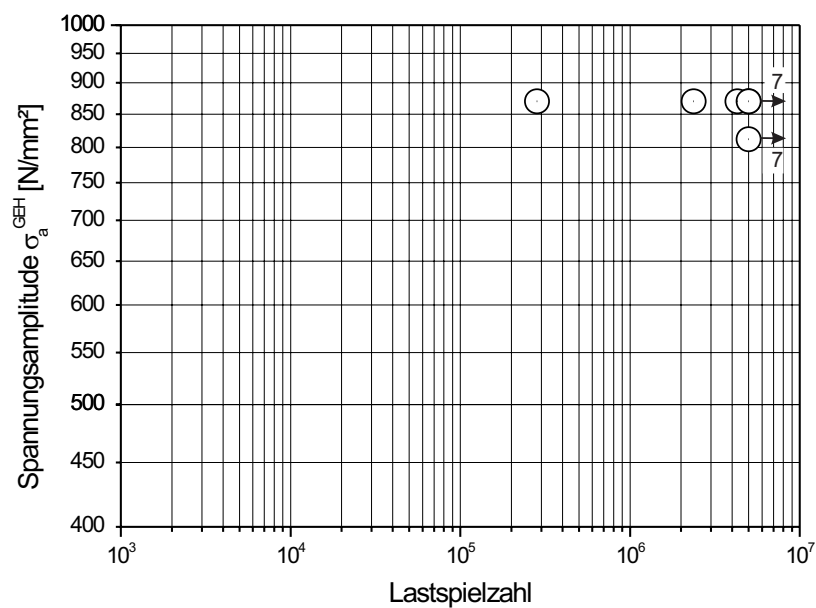


Abbildung 58: Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 2

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 620$ $\sigma_a^{GEH} = 760$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 700$ $\sigma_a^{GEH} = 858$
1	VE	VE
2	VE	9,20E+4
3	VE	8,18E+4
4	VE	4,40E+4
5	VE	6,45E+4
6	VE	2,19E+5
7	VE	VE
8	VE	1,15E+6
9	VE	VE
10	VE	VE

Tabelle 42: Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 3

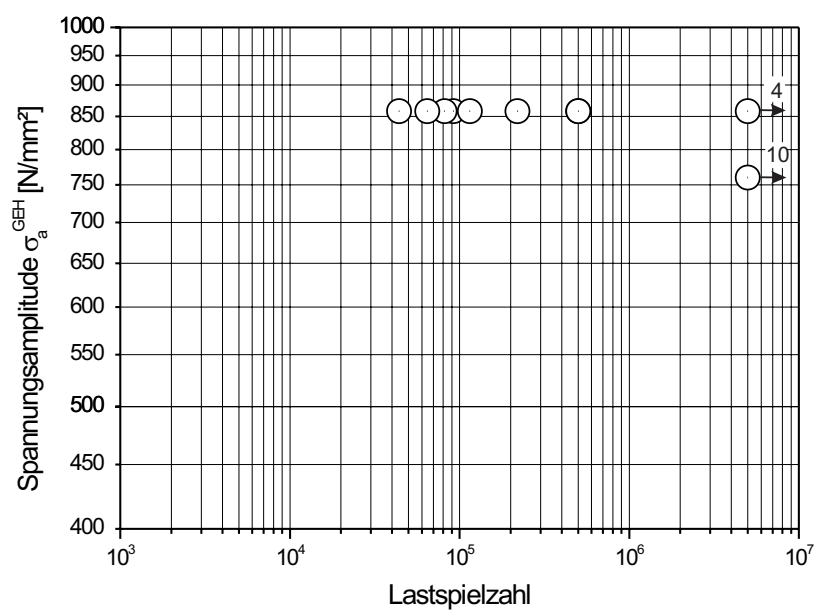


Abbildung 59: Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zur Mittelspannungsempfindlichkeit 3

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 445$ $\sigma_a^{GEH} = 542$
1	1,58E+5
2	VE
3	VE
4	VE
5	VE
6	VE
7	5,10E+4
8	1,04E+5
9	5,00E+4
10	VE

Tabelle 43: Innendruckschwellversuch zur Mittelspannungsempfindlichkeit 4

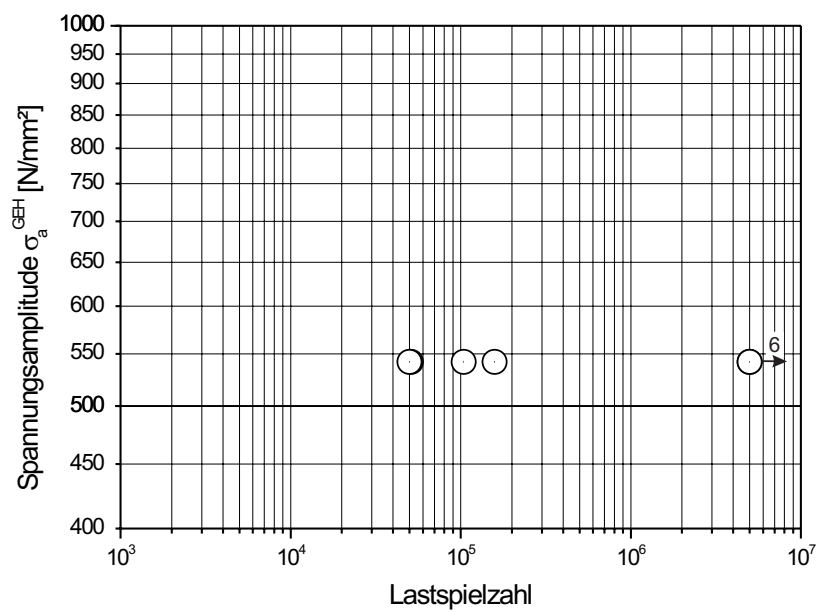


Abbildung 60: Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuchs zur Mittelspannungsempfindlichkeit 4

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 721$ $\sigma_a^{GEH} = 877$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 784$ $\sigma_a^{GEH} = 955$
1	VE	1,60E+5
2	VE	VE
3	VE	1,60E+5
4	VE	VE
5	VE	VE
6	VE	6,90E+4
7	VE	VE
8	VE	VE
9	VE	2,85E+5
10	VE	VE

Tabelle 44: Innendruckschwellversuche zum Oberflächeneinfluss

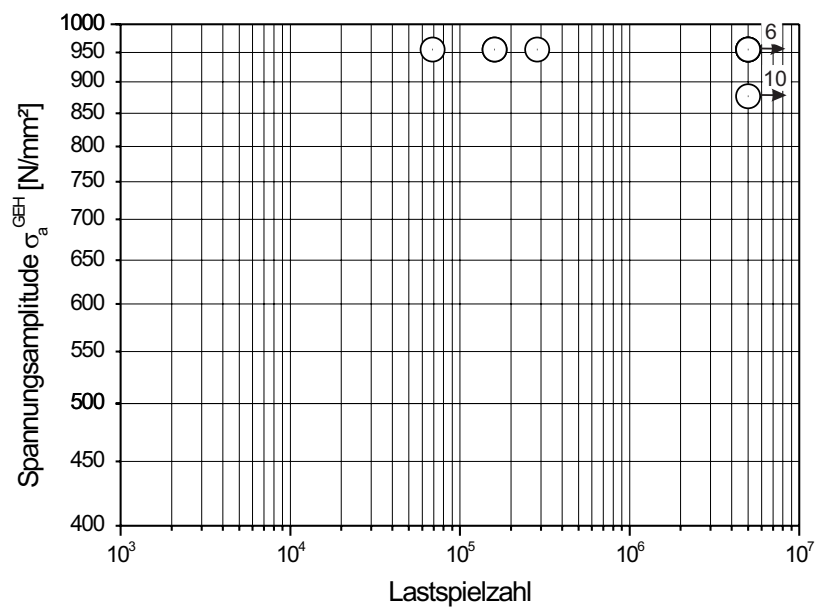
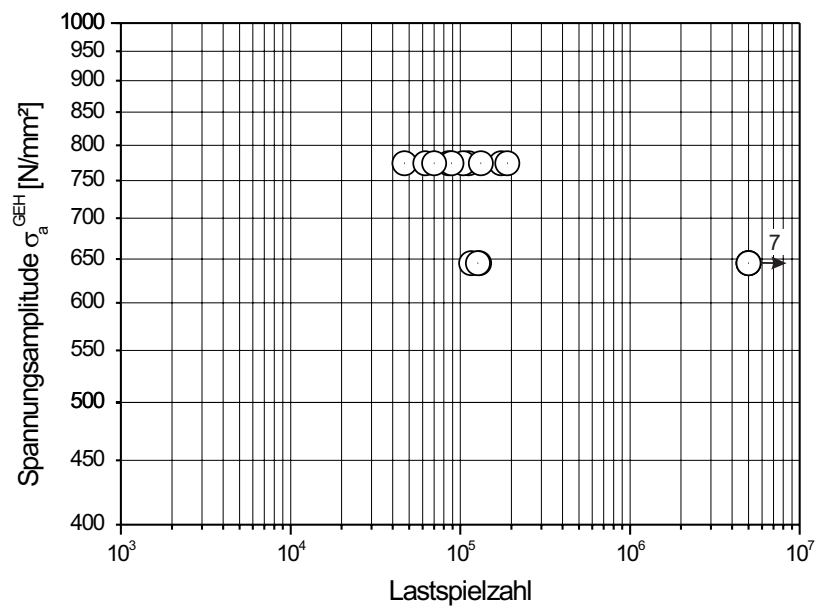


Abbildung 61: Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zum Oberflächeneinfluss

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 530$ $\sigma_a^{GEH} = 645$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 636$ $\sigma_a^{GEH} = 774$
1	VE	4,68E+4
2	1,16E+5	8,51E+4
3	VE	6,23E+4
4	VE	1,12E+5
5	VE	1,04E+5
6	VE	8,87E+4
7	1,29E+5	1,74E+5
8	VE	7,00E+4
9	VE	1,89E+5
10	1,27E+5	1,32E+5

Tabelle 45: Innendruckschwellversuche zum Randhärteeinfluss**Abbildung 62:** Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche zum Randhärteeinfluss

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 343$ $\sigma_a^{GEH} = 383$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 371$ $\sigma_a^{GEH} = 414$
1	3,33E+5	5,20E+4
2	VE	6,03E+4
3	VE	5,57E+5
4	VE	3,90E+6
5	VE	VE
6	VE	VE
7	VE	VE
8	-	-
9	-	-
10	-	-

Tabelle 46: Innendruckschwellversuche der Rohrprobe

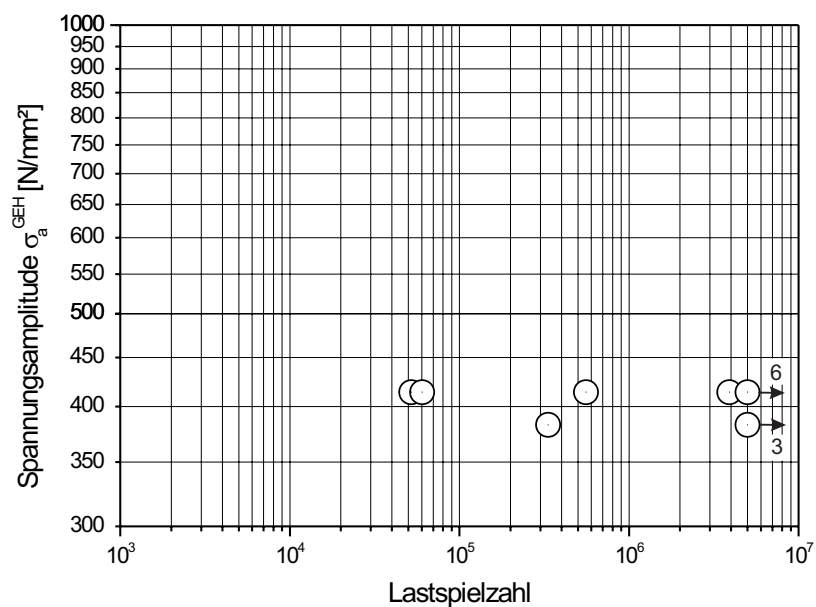


Abbildung 63: Wöhlerdiagramm der Innendruckschwellversuche der Rohrprobe

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 894$ $\sigma_a^{GEH} = 864$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 983$ $\sigma_a^{GEH} = 950$	L_3 $\sigma_a^{NH} = 1072$ $\sigma_a^{GEH} = 1036$
1	3,65E+6	2,32E+6	VE
2	VE	3,43E+5	1,90E+6
3	VE	VE	1,74E6
4	VE	1,45E+6	2,81E+5
5	VE	1,74E+6	2,23E+5
6	VE	1,93E+5	3,84E+5
7	VE	1,85E+5	1,07E+6
8	VE	VE	2,21E+6
9	VE	-	4,73E+5
10	VE	-	2,13E+6

Tabelle 47: Kuppenfestigkeitsversuche an der Spritzlocheinlaufkante

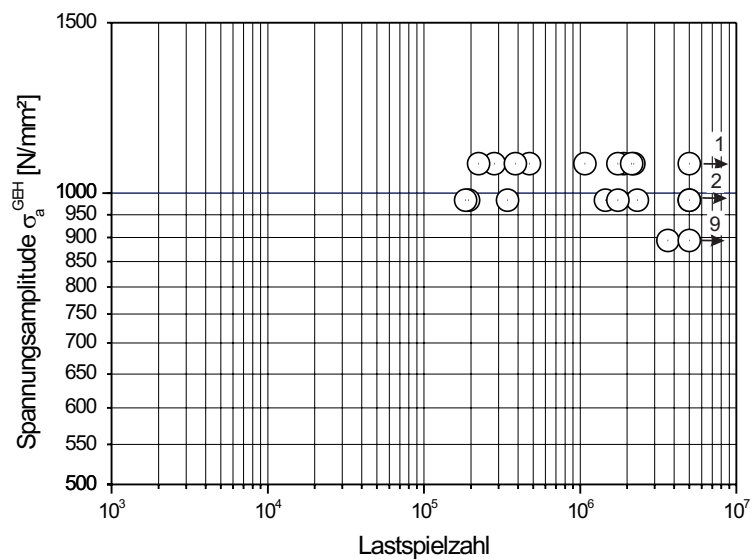


Abbildung 64: Wöhlerdiagramm der Kuppenfestigkeitsversuche an der Spritzlocheinlaufkante

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 487$ $\sigma_a^{GEH} = 487$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 533$ $\sigma_a^{GEH} = 533$
1	VE	4,00E+5
2	VE	6,75E+5
3	VE	VE
4	4,90E+5	2,4E+6
5	VE	VE
6	VE	VE
7	1,79E+6	1,09E+6
8	1,84E+6	2,74E+6
9	7,25E+5	VE
10	-	-

Tabelle 48: Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0$

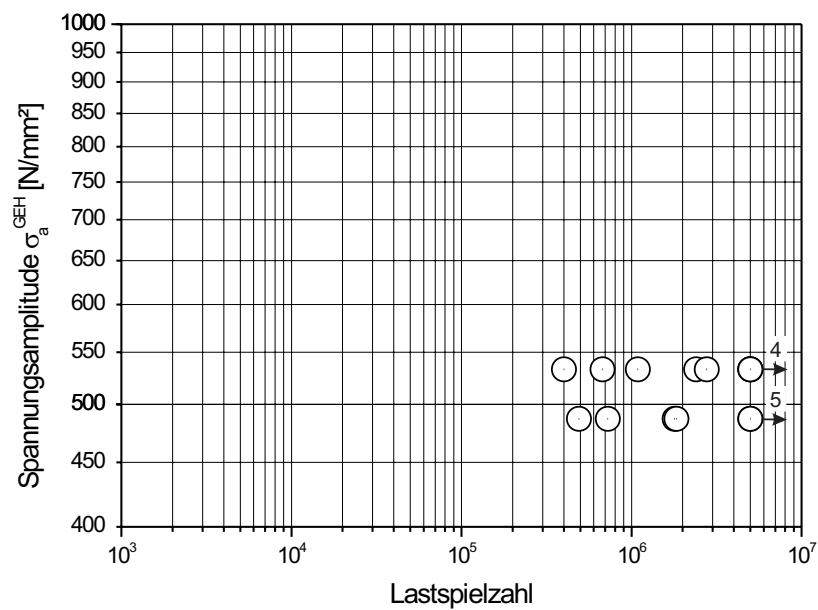


Abbildung 65: Wöhlerdiagramm der Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0$

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 435$ $\sigma_a^{GEH} = 435$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 487$ $\sigma_a^{GEH} = 487$
1	2,06E+6	VE
2	VE	VE
3	VE	8,56E+5
4	VE	VE
5	1,35E+5	1,47E+6
6	VE	VE
7	VE	2,38E+5
8	-	-
9	-	-
10	-	-

Tabelle 49: Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,5$

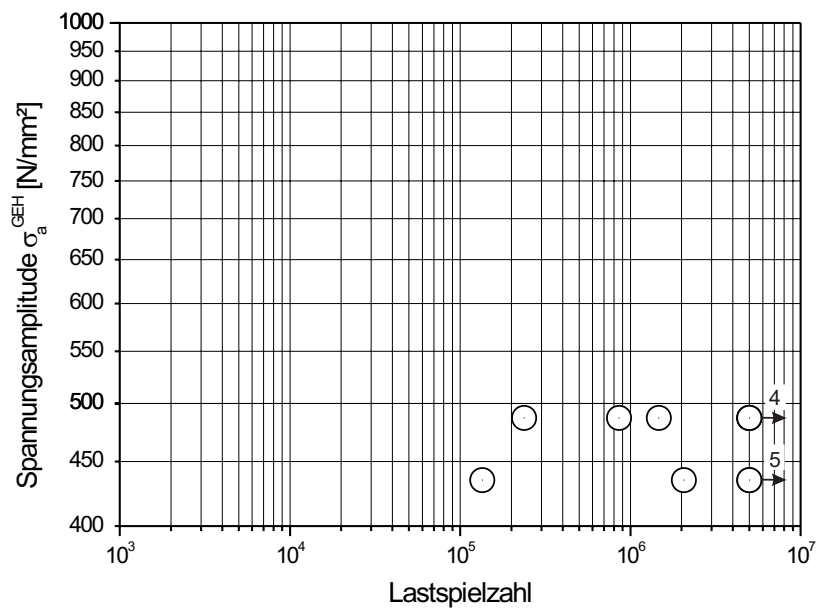


Abbildung 66: Wöhlerdiagramm der Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,5$

Prüfling	L_1 $\sigma_a^{NH} = 435$ $\sigma_a^{GEH} = 435$	L_2 $\sigma_a^{NH} = 487$ $\sigma_a^{GEH} = 487$
1	9,04E+4	VE
2	VE	VE
3	VE	VE
4	VE	VE
5	VE	VE
6	VE	VE
7	VE	-
8	-	-
9	-	-
10	-	-

Tabelle 50: Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,7$

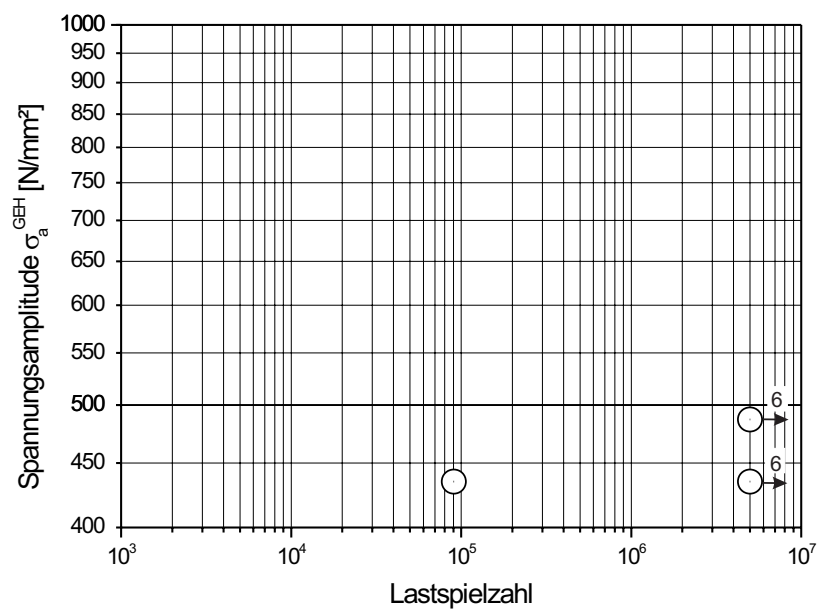


Abbildung 67: Wöhlerdiagramm der Drei-Punkt-Biegeversuche der Rundproben mit $R = 0,7$

	Versuchsreihe	σ_m^{NH}	σ_m^{GEH}	$\bar{\sigma}_a^{NH}$	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$
1	Basisdüsendesign	925	1072	600	730
2	Mittelspannungseinfluss 1	757	865	746	865
3	Mittelspannungseinfluss 2	498	674	836	978
4	Mittelspannungseinfluss 3	553	725	689	844
5	Mittelspannungseinfluss 4	1334	1581	457	556

Tabelle 51: Einzelergebnis der Versuchsreihen zur Bestimmung des Mittelspannungseinflusses

VR	K_t	σ_u	F_O	$\bar{\sigma}_a^{NH}$ Experiment Tab. 29	$\bar{\sigma}_a^{NH}$ Experiment $T_L = 1,16$ Tab. 38	$\bar{\sigma}_a^{NH}$ Rechnung Basisdesign Tab. 31	$\bar{\sigma}_a^{NH}$ Rechnung MURAKAMI Tab. 32	$\bar{\sigma}_a^{NH}$ Rechnung Tabelle 14 Tab. 33
2	5	-89	0,78	746	744	690	705	704
3	5	-436	0,78	838	816	791	805	804
4	4	-216	0,78	685	686	733	747	746
5	4	242	0,78	467	456	443	457	457
I	4	-24	0,78	691	715	677	692	691
II	4	-50	0,59	616	612	515	500	500
III	5	95	0,78	676	648	640	654	654
IV	4	242	0,78	639	647	600	615	614
V	4	242	0,78	597	599	600	615	614
VI	5	-217	0,78	713	743	727	741	740
VII	5	-354	0,78	876	811	766	780	780

Tabelle 52: Versuchs- und Berechnungsergebnisse der 11 unabhängigen Versuchsreihen ausgewertet nach der NH

VR	K_t	σ_u	F_O	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$ Experiment Tab. 29	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$ Experiment $T_L = 1,16$ Tab. 38	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$ Rechnung Basisdesign Tab. 31	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$ Rechnung MURAKAMI Tab. 32	$\bar{\sigma}_a^{GEH}$ Rechnung Tabelle 16 Tab. 33
2	6	-86	0,78	865	863	819	864	847
3	6	-416	0,78	978	953	914	960	943
4	5	-217	0,78	846	847	861	907	890
5	5	240	0,78	568	555	538	584	567
I	5	-66	0,78	879	910	817	862	845
II	4	115	0,59	522	519	573	576	564
III	5	94	0,78	808	774	769	815	797
IV	5	240	0,78	777	787	730	775	758
V	5	240	0,78	725	729	730	775	758
VI	6	-210	0,78	821	855	854	900	883
VII	6	-343	0,78	1017	941	892	938	920

Tabelle 53: Versuchs- und Berechnungsergebnisse der 11 unabhängigen Versuchsreihen ausgewertet nach der GEH

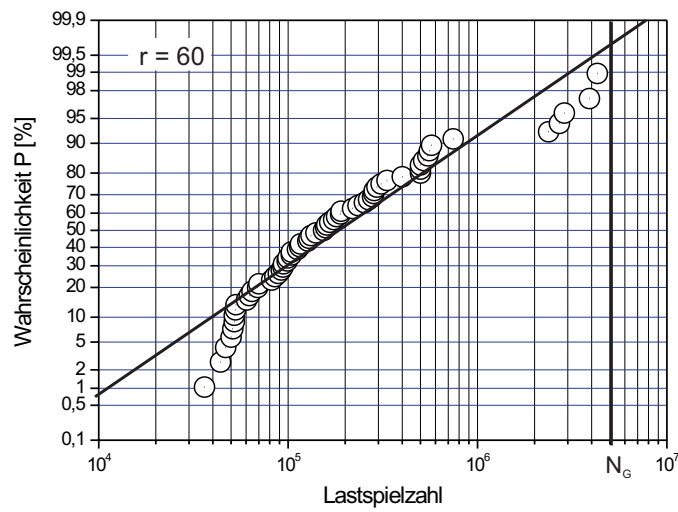


Abbildung 68: Statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen unter Innendruck

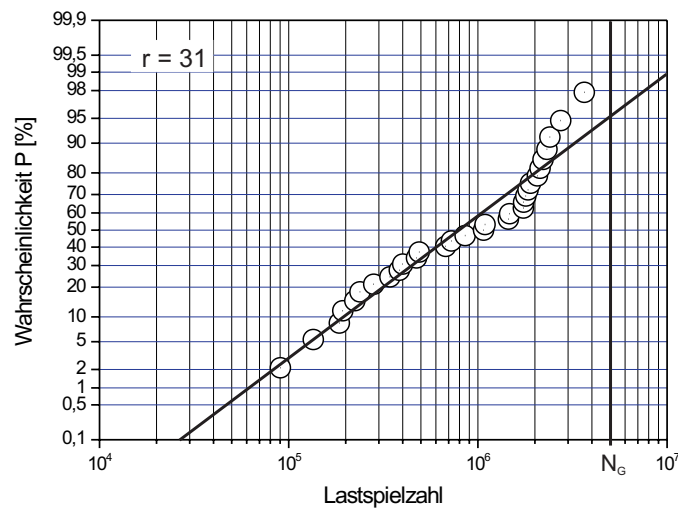


Abbildung 69: Statistische Auswertung der Bruchlastspielzahlen aller Versuchsreihen geprüft auf der Resonanzprüfmaschine

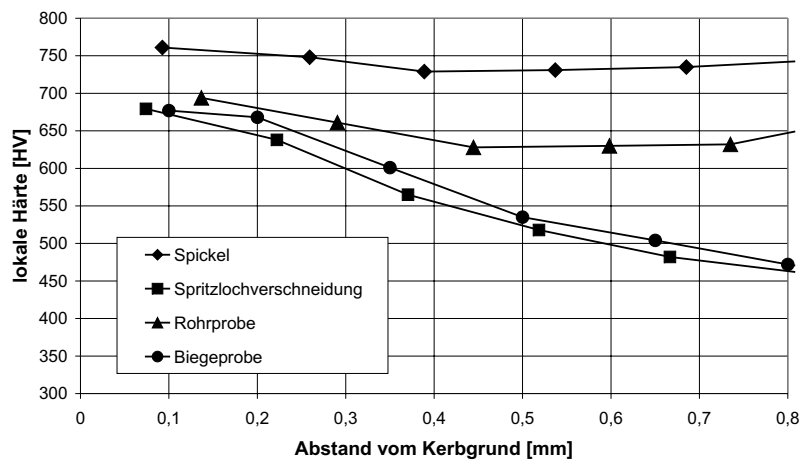


Abbildung 70: Gemessener Verlauf der lokalen Härte senkrecht zur Oberfläche ausgehend vom Kerbgrund für alle untersuchten Kerbgeometrien

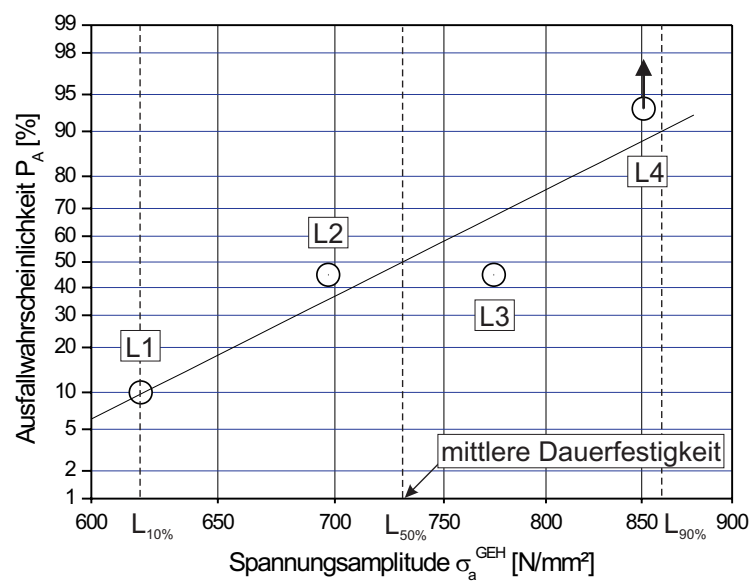


Abbildung 71: Statistische Auswertung exemplarisch dargestellt an der Versuchsreihe des Basisdüsendesigns.

A.3 Funktionsprinzip der Dieseleinspritzung

In diesem Kapitel wird ein kurzer Überblick über die Einspritzsysteme und ihre Belastungen gegeben, die heute üblicherweise in Dieselmotoren eingesetzt werden. Die Kapitel A.3.1 und A.3.2 wurden wörtlich aus [Kul03] übernommen.

A.3.1 Druckgesteuerte Systeme

Druckgesteuertes System heißt, dass von einer Pumpe ein Druckpuls erzeugt wird, der den Zeitpunkt und die Menge der Einspritzung bestimmt. Der Druckpuls von der Pumpe baut Druck in der Einspritzdüse auf. Die Nadel der Einspritzdüse ist mit einer definierten Federkraft vorgespannt. Aus dieser Vorspannkraft und den Flächenverhältnissen in der Düse ergibt sich der Nadelöffnungsdruck. Überschreitet der von der Pumpe kommende Druckpuls den Öffnungsdruck der Düse, so beginnt die Einspritzung. Der Zeitpunkt des Druckpulses bestimmt somit den Einspritzbeginn. Der Druckverlauf des Pulses bestimmt den Einspritzdruck und die Einspritzmenge. Die gesamte Steuerung von Einspritzmenge und -zeitpunkt erfolgt in der Pumpe. Die Höhe des Einspritzdrucks hängt von der Pumpendrehzahl ab. Diese hängt wiederum von der Motordrehzahl ab. Das Abstimmen der Leitungslängen auf die Laufzeiten der Druckpulse bewirkt, dass an der Düse ein höherer Einspritzdruck auftritt, als die Pumpe erzeugt hat [Mel89].

Im Folgenden werden die wichtigsten Vertreter dieser Einspritzsysteme kurz beschrieben [Bau95].

Die **Reiheneinspritzpumpe** (RE) wird insbesondere für Nutzfahrzeuge eingesetzt. Hierbei wird für jeden Zylinder ein Pumpenelement über eine Nockenwelle betätigt. Bei der Ausführung als Hubschieber-Reiheneinspritzpumpe kann die Fördermenge und der Förderbeginn, in begrenztem Bereich von der Drehzahl unabhängig, geregelt werden. Es werden Drücke über 60 MPa an der Pumpe erreicht.

Die **Verteilereinspritzpumpe** (VE) wird häufig im PKW-Bereich eingesetzt. Hierbei erzeugen ein axiallaufender Kolben oder mehrere radiallaufende Kolben den Druck. Fördermenge und Förderbeginn werden über Hubschieber oder Magnetventile gesteuert. Bei direkteinspritzenden PKW-Motoren kommen Zweifederdüsenhalter zum Einsatz. Bei diesen ist die Düsennadel mit zwei Federn vorgespannt und hat damit ein zweistufiges Öffnungsverhalten. Erreicht der Druckpuls von der Pumpe den ersten Düsenöffnungsdruck, wird mit geringer Einspritzrate eine Voreinspritzmenge eingespritzt. Der Federhalter ist konstruktiv so ausgeführt, dass der maximal mögliche Nadelhub der Einspritzdüse für die erste Stufe kleiner ist als für die zweite Stufe. Erreicht der Druckpuls von der Pumpe den zweiten, höheren Düsenöffnungsdruck, wird mit hoher Einspritzrate die Haupteinspritzmenge eingespritzt. Hierbei ist die Voreinspritzung direkt an die Haupteinspritzung angelagert. Der Vorteil einer Voreinspritzung liegt im langsameren Druckanstieg zu Beginn der Verbrennung im Motor. Dieser führt zu einem für das menschliche Ohr angenehmeren, weil weicherem Verbrennungsgeräusch. Bei der Radialkolbenausführung werden Drücke bis 100 MPa an der Pumpe und damit Drücke bis 150 MPa an der Düse erreicht.

Die **Pumpe – Düse – Einheit** (PDE) wird sowohl im Nutzfahrzeugbereich als auch im PKW-Bereich (VW und Audi) eingesetzt. Die Pumpe ist bei einem solchen System direkt auf den Düsenhalter, also auf den Zylinder gebaut. Die Komponenten für jeden Zylinder bilden eine Einheit. Die Pumpe wird direkt über einen Stößel oder indirekt über einen Kipphebel von der Motornockenwelle angetrieben. Über ein Magnetventil wird der Ablauf aus dem Pumpenraum geschlossen. Dann baut der Pumpenkolben Druck auf. Durch dieses Magnetventil wird der Einspritzbeginn gesteuert. Da für jede Pumpe ein einzelner Nocken vorhanden ist, können große Nockenwinkel eingesetzt werden. Dies ermöglicht durch ein zweimaliges Öffnen des Magnetventils eine abgesetzte Voreinspritzung. Die Pumpe-Düse-Einheit erreicht Einspritzdrücke bis 210 MPa.

Die **Pumpe – Leitung – Düse** (PLD) wird normalerweise im

Nutzfahrzeugbereich eingesetzt. Sie funktioniert wie die PDE, jedoch ist zwischen Pumpe und Düsenhalter eine kurze Leitung. Dies schafft zusätzlichen Freiraum bei der Positionierung der Einspritzelemente im Motorraum. Das Pumpenelement wird meist in den Motorblock integriert und von einem Nocken auf der Motornockenwelle direkt angetrieben. Die Einspritzdrücke liegen wie bei der PDE bei bis zu 210 MPa.

Die **hydraulische Pumpe – Düse** wird ebenfalls hauptsächlich im Nutzfahrzeugbereich eingesetzt. Hiervon gibt es mehrere Ausführungen, z.B. das Amplified Common-Rail (ACR) System von Siemens Diesel System Technologies (SDST), das Unit Injector System (UI) von Caterpillar und das Unit Injector System von Delphi. Alle Systeme basieren auf dem gleichen Prinzip. Ein Motorölkreislauf mit bis zu 30 MPa wird zum Zylinder geführt. Dort ist ein Düsenhalter mit aufgesetztem hydraulischem Übersetzer montiert. Über ein schnell schaltendes Magnetventil wird nun der Zufluss des Motoröls zum hydraulischen Übersetzer gesteuert. Der Übersetzer hat die Aufgabe den Dieselkraftstoff unter Druck zu setzen. Damit entspricht er dem Pumpenelement eines PDE Systems. Je nach Übersetzungsverhältnis können Einspritzdrücke bis 210 MPa und mehr erreicht werden.

A.3.2 Nadelhubgesteuerte Systeme

Bei einem nadelhubgesteuerten System liegt der Einspritzdruck immer in der Düse an und über die gesteuerte Bewegung der Düsenadel wird der Zufluss zu den Einspritzlöchern freigegeben.

Ein typischer Vertreter dafür ist das Common-Rail-System mit hydraulischem Übersetzer. Im PKW-Bereich sind Systeme der Fa. Bosch [HHMP97], der Fa. Siemens VDO Automotive AG (SV) [Lin01], der Fa. Delphi (vormals Lucas) [RGG00] und der Fa. Nippon Denso [DEN] im Serieneinsatz. Allen Systemen ist gemeinsam, dass ein Hochdruckventil den Druck in einem hydraulischen Übersetzer schaltet. Der Übersetzer wirkt direkt auf die Düsennadel, bzw.

im Falle des Delphi Systems ist die Düsennadel Teil des Übersetzers [RGG00]. Wird der Druck aus dem Übersetzer genommen, öffnet sich die Düsennadel, da der Kraftstoffdruck in der Düse eine öffnende Kraft bewirkt. Wird wieder Druck auf den Übersetzer gegeben, so wird die Düsennadel geschlossen.

Beispielhaft wird die Funktion eines Common-Rail-Systems mit hydraulischem Übersetzer am Piezo-Common-Rail-System (PCR) von SV erklärt. Der Schnitt durch einen solchen Injektor ist in Abbildung 72 dargestellt. Am Hochdruckanschluss (1) liegt der Systemdruck an. Über die Hochdruckbohrung breitet sich der Systemdruck bis in die Hochdruckkammer der Einspritzdüse (10) aus. Über die Zulaufdrossel liegt der Druck ebenfalls im Steuerraum an. Damit wirkt er auf den Steuerkolben (8). Wird Spannung an den Piezo-Aktor (4) gelegt, so längt sich dieser und über den als Wegübersetzer dienenden Hebel (5) wird mit dem Ventilkolben (6) das Servoventil (7) aus seinem Sitz gedrückt. Nun strömt der Kraftstoff aus dem Steuerraum durch die Ablaufdrossel ab. Der abströmende Kraftstoff tritt aus dem Leckageanschluss (2) aus. Da die Ablaufdrossel größer ist als die Zulaufdrossel, sinkt der Druck im Steuerraum. Die Kraft des Steuerkolbens (8) auf die Düsennadel (9) sinkt. Der Systemdruck in der Hochdruckkammer der Düse (10) bewirkt eine die Düsennadel (9) öffnende Kraft. Die Nadel öffnet sich und die Einspritzung beginnt. Zum Beenden der Einspritzung wird die Spannung vom Piezo-Aktor (4) genommen. Der Piezo-Aktor geht auf seine Ausgangslänge zurück. Das Servoventil (7) wird geschlossen. Über die Zulaufdrossel baut sich wieder Druck im Steuerraum auf. Da der Steuerkolben (8) einen größeren Durchmesser als die Düsennadel (9) hat, ist die Kraft des Steuerkolbens auf die Düsennadel größer als umgekehrt und die Nadel wird geschlossen. Trifft die Nadel auf den Dichtsitz ist die Einspritzung beendet.

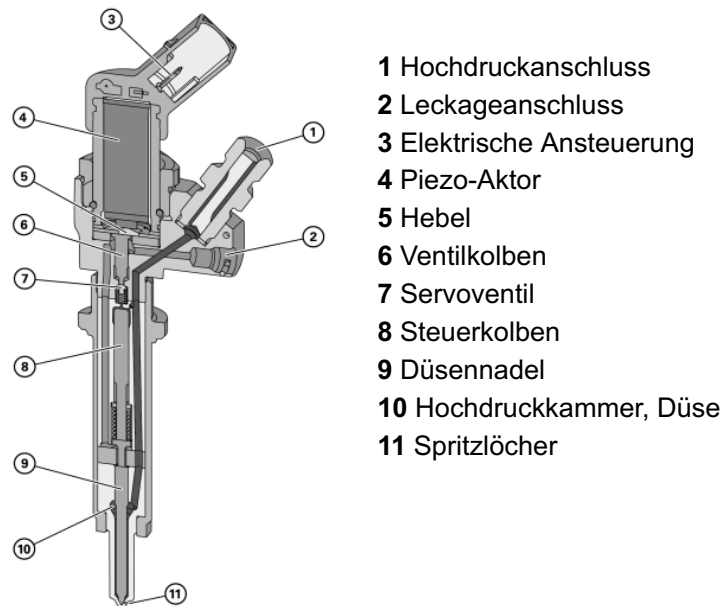


Abbildung 72: Schnitt durch einen Piezo-Common-Rail-Injektor

A.3.3 Vergleich der Betriebslasten

Prinzipiell können die (Druck-) Lastwechsel, die in einem Einspritzsystem zu beobachten sind, im Wesentlichen in zwei Kategorien von Verursachern eingeteilt werden:

1. Änderung des Motorbetriebspunktes und
2. Einspritzereignisse.

Die Betriebspunktänderungen des Motors, die von niederfrequenter Natur sind, werden über das Gaspedal als Fahrerwunsch vorgegeben. Dabei spielen für die Einspritzanlage als mechatronisches System neben dem individuellen Fahrstil, dem Fahrzeuggewicht und der Motorleistung u. A. auch die Kalibration der Softwarekennfelder eine Rolle.

Die Einspritzereignisse werden von der Motordrehzahl, der Anzahl

der Arbeitsspiele pro Umdrehung und der Einspritzstrategie (Anzahl der Einspritzungen pro Arbeitsspiel) bestimmt und hängen damit nur vom Brennverfahren ab.

In erster Näherung kann man davon ausgehen, dass eine Komponente einer Einspritzanlage für PKW über dessen gesamte Lebenszeit von durchschnittlich 250.000 *km* etwa 10^9 bis 10^{10} Lastwechsel - unabhängig vom System - ertragen muss.

So unterschiedlich die Funktionsweisen beider Systeme sind, so unterschiedlich sind auch deren Betriebslasten in ihrer Zusammensetzung (Abbildung 75).

Die Betriebspunktänderungen sind von außen vorgegeben und werden vom System nicht direkt⁷⁴ beeinflusst. Die dadurch verursachten Lastwechsel treten daher in jedem Lastkollektiv in vergleichbarer Höhe und Anzahl auf. In einem Lebenszyklus ereignen sich Betriebspunktänderungsbedingte Lastwechsel in einer Größenordnung von ca. 10^6 .

Bei druckgesteuerten Systemen wird der gesamte zur Einspritzung notwendige Kraftstoffdruck für jedes einzelne Einspritzereignis zu Beginn von Transferdruck p_t ($\approx 10^0$ bar) auf Einspritzdruck p_e ($\approx 10^3$ bar) aufgebaut und zum Schluss wieder abgebaut⁷⁵. Ein von einem Lastspiel verursachtes Lastspiel hat somit den vollen Einspritzdruck als Schwingweite bei einem Lastverhältnis von $R_L \approx 0$.

Dies sieht jedoch bei nadelhubgesteuerten Systemen ganz anders aus. Dort wird versucht auch während einer Einspritzung den Druck im gesamten System, wie auch der Düse, konstant zu halten. Aufgrund der begrenzten Leistungsabgabe des Druckerzeugers verursacht der Verlust der Einspritzmenge dennoch einen Druckabfall im System. Für Common-Rail-Systeme liegt dieser Einbruch im Düsendruck typischerweise bei ca. 20 % des Einspritzdrucks. Die Lastamplitude ist damit verhältnismäßig klein, dafür aber stark mittelspannungsbehaftet ($R_L \approx 0,8$).

⁷⁴Nur indirekt über die Kalibration.

⁷⁵Bei manchen Konstruktionen kann der Druck zwischen den Einspritzereignissen eines Arbeitsspiels kurzzeitig gehalten werden und muss nicht vollständig abgebaut werden.

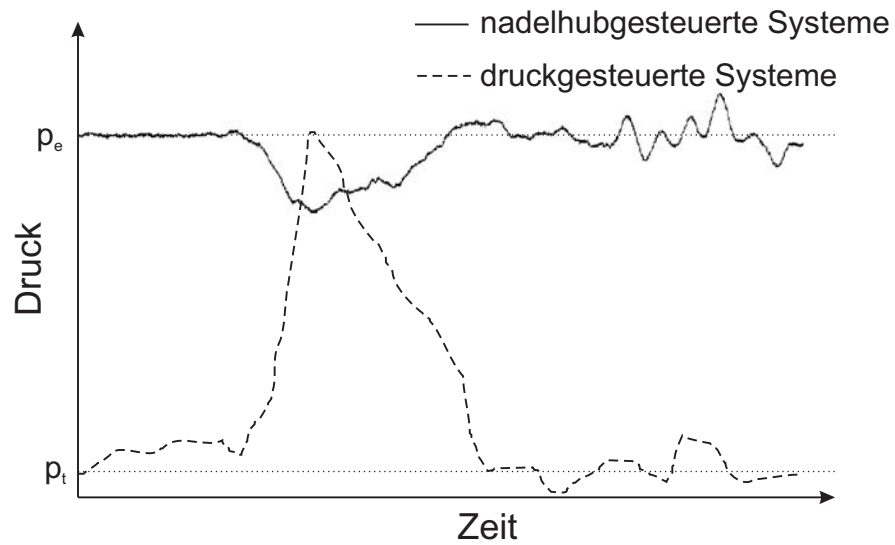


Abbildung 73: Schematischer Druck-Zeitverlauf verursacht von einem Einspritzereignis für beide Typen von Einspritzsystemen

Einspritzereignisse machen den weitaus größten Teil am Lastkollektiv aus (Abbildung 74). Deswegen unterscheiden sich die Kollektive beider Systeme grundlegend in ihrer Fülligkeit. Der Kollektivumfang (Anzahl der Lastwechsel) spielt dabei nur mehr eine untergeordnete Rolle.

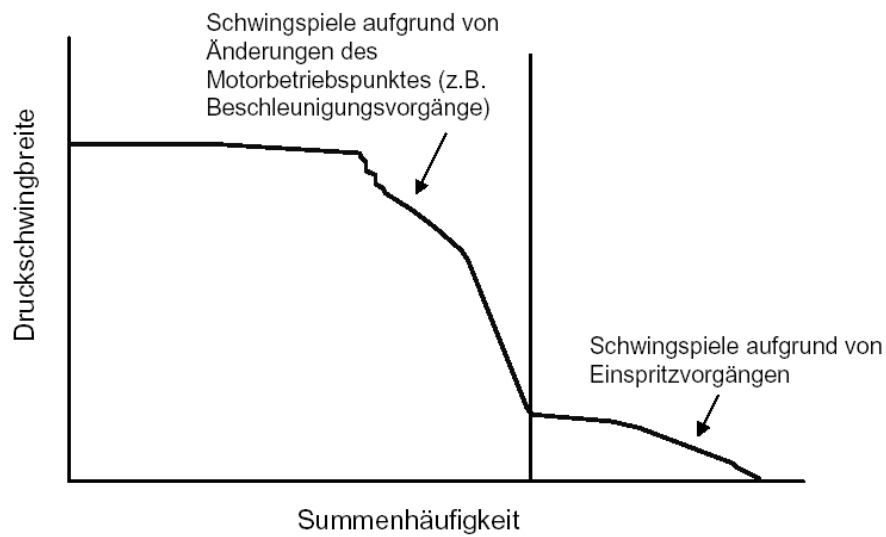


Abbildung 74: Schematischer Aufbau eines Lastkollektives für nadelhubgesteuerte Systeme nach [BHS03]

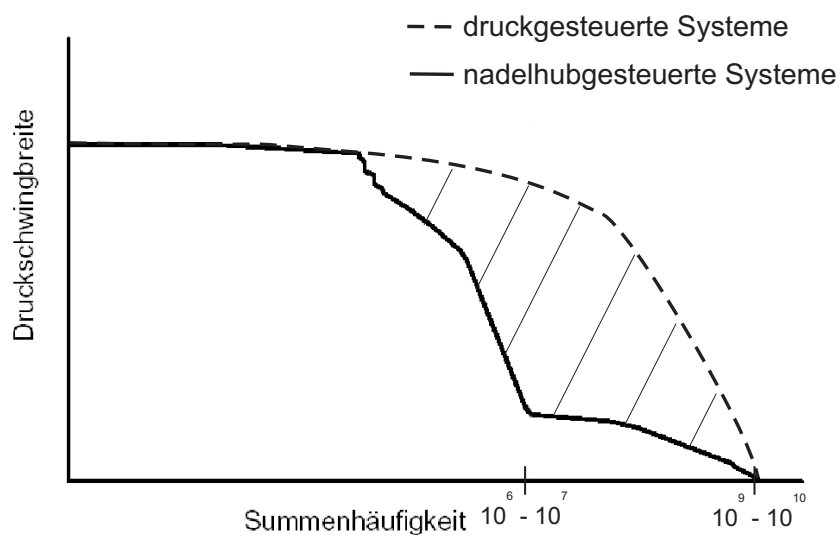


Abbildung 75: Vergleich der Fülligkeiten der Lastkollektive beider Systeme (schematisch)

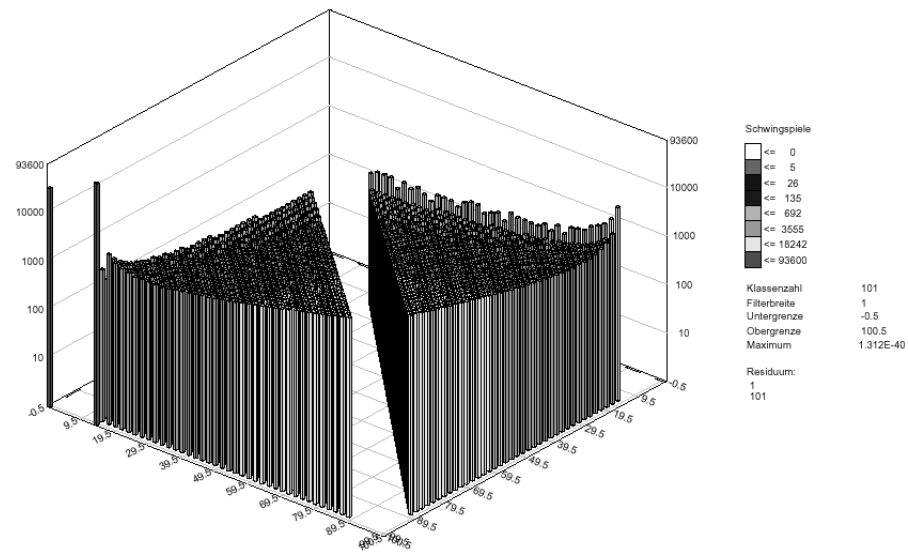


Abbildung 76: Rainflow-Matrix der Standardlastfolge

A.4 Berechnungsvorschläge aus der Literatur

A.4.1 FVV Vorhaben Autofrettage III

Im Rahmen des FVV Vorhaben Autofrettage III [BVDL04] wurde unter anderem eine Methode entwickelt, die mittlere Dauerfestigkeit von randschichtgehärteten Bauteilen unter Innendruck zu berechnen. Die Berechnung erfolgt nach dem Kerbgrundspannungskonzept mit den in Kapitel 4 bereits aufgeführten Formeln⁷⁶.

Als Eingangsgrößen werden - bezogen auf den Kerbgrund des Spickels - folgende Bauteilparameter verwendet:

Parameter	Einheit	Wert
Randhärte	[HV]	750
Rauigkeit R_t	[μm]	2,5
Eigenspannung σ_e	[N/mm^2]	-250
Streuung T_L	-	1,16
Spannungsintegral I_A^{NH}	[mm^2]	0,139
Spannungsintegral I_A^{GEH}	[mm^2]	0,062

Die örtliche Zug-Druck-Wechselfestigkeit σ_{zdW} ist nach dem Vorschlag von VELTEN (Gleichung 16) für Werkstoffelemente mit einer Härte von über 500 HV einheitlich $707 N/mm^2$ ⁷⁷.

Die Berechnung der Zugfestigkeit R_m erfolgt ebenfalls nach einem Vorschlag von VELTEN (Gleichung 24) für Werkstoffelemente mit einer Härte über 445 HV.

$$\begin{aligned}
 R_m &= 4,02 \cdot HV - 347 \\
 &= 4,02 \cdot 750 - 347
 \end{aligned}$$

⁷⁶Hier wird zur besseren Nachvollziehbarkeit die Parameterindizierung der Richtlinie verwendet, auch wenn in der restlichen Arbeit für den selben Parameter andere Indices Verwendung finden können.

⁷⁷Dieser Wert wurde in [Vel84] tatsächlich nur für den Einsatzstahl 20MoCrS4 ermittelt. In [HHS⁺02] werden die Materialkennwerte des 20MoCrS4 auf den verwendeten Einsatzstahl übertragen.

$$= 2668 \text{ N/mm}^2$$

Der Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit wird nach dem Vorschlag von SIEBEL und GEIER, Gleichung 40 berücksichtigt.

$$\begin{aligned} F_O &= 1 - 0,22 \cdot (\log R_t)^{0,64} \cdot \log R_m + 0,45 \cdot (\log R_t)^{0,53} \\ &= 1 - 0,22 \cdot (\log 2,5)^{0,64} \cdot \log 2668 + 0,45 \cdot (\log 2,5)^{0,53} \\ &= 0,98 \end{aligned}$$

Die Berücksichtigung von Mittelspannungen erfolgt durch die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach SCHÜTZ. Die Berechnung von M erfolgt gemäß der FKM-RICHTLINIE (Gleichung 33).

$$\begin{aligned} M &= 0,35 \cdot \frac{R_m}{MPa} \cdot 10^{-3} - 0,10 \\ &= 0,35 \cdot 2668 \cdot 10^{-3} - 0,10 \\ &= 0,83 \end{aligned}$$

Die Randschichthärtung wirkt sich nicht nur auf die lokale Härte aus, es entstehen auch Druckspannungen in der Randschicht. Diese werden einheitlich mit einem Wert von $\sigma_e = -250 \text{ N/mm}^2$ festgelegt.

Der Inhomogenität des Spannungszustandes wird durch die statistische Stützziffer nach Kapitel 4.2.6 Rechnung getragen. Da im vorliegenden Lastfall die Voraussetzungen von Gleichung 80 gegeben sind, kann ein Größeneinflussfaktor n_{st} gebildet werden.

$$n_{st} = \left(\frac{I_{A,0}}{I_A} \right)^{\frac{1}{\kappa}} \quad (200)$$

Der Wert des Weibullexponenten κ berechnet sich aus der Streuung der Versuchsergebnisse in Lastrichtung T_L .

$$\begin{aligned}\kappa &= \frac{1,91}{\log(T_L)} \\ &= \frac{1,91}{\log(1,16)} \\ &= 30\end{aligned}$$

Das Spannungsintegral $I_{A,0}$ des Bezugbauteils der Arbeit von VELTEN [Vel84] ist in [BVDL04] abgedruckt.

$$\begin{aligned}n_{st}^{NH} &= \left(\frac{59,9}{0,139} \right)^{\frac{1}{30}} \\ &= 1,22\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}n_{st}^{GEH} &= \left(\frac{58,5}{0,062} \right)^{\frac{1}{30}} \\ &= 1,26\end{aligned}$$

Die eigenspannungsfreie Kerbgrundwechselfestigkeit σ_w^{Kerb} berechnet sich zu:

$$\begin{aligned}\sigma_w^{Kerb}(NH) &= \sigma_{zdW} \cdot F_O \cdot n_{st} \\ &= 707 \text{ N/mm}^2 \cdot 0,98 \cdot 1,22 \\ &= 845 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_w^{Kerb}(GEH) &= 707 \text{ N/mm}^2 \cdot 0,98 \cdot 1,26 \\ &= 873 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

Die von den lastinduzierten Mittelspannungen und den Druckeigen-
spannungen abhängige Kerbgrunddauerfestigkeit berechnet sich zu:

$$\begin{aligned}\sigma_a^{Kerb}(R_S = 0, \sigma_e, NH) &= \left(\frac{1 - M \cdot \frac{\sigma_e}{\sigma_w^{Kerb}}}{1 + M} \right) \cdot \sigma_w^{Kerb} \\ &= \frac{1 - 0,83 \cdot \frac{-250 \text{ N/mm}^2}{845 \text{ N/mm}^2}}{1 + 0,83} \cdot 845 \text{ N/mm}^2 \\ &= 575 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_a^{Kerb}(R_S = 0, \sigma_e, GEH) &= \frac{1 - 0,83 \cdot \frac{-250 \text{ N/mm}^2}{873 \text{ N/mm}^2}}{1 + 0,83} \cdot 873 \text{ N/mm}^2 \\ &= 590 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

Um die Werte mit den Versuchsergebnissen vergleichen zu können,
muss das Resultat von Tabelle 7 auf ein Lastverhältnis von $R_L = 0$
mit Hilfe der Mittelspannungsempfindlichkeit M nach Kapitel 6.1.1
umgerechnet werden.

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_a^{NH}(R_L = 0) &= 730 \text{ N/mm}^2 \\ \bar{\sigma}_a^{GEH}(R_L = 0) &= 867 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

Die aus Versuchen ermittelte, mittlere Schwellfestigkeit wird sowohl nach der NH als auch nach der GEH deutlich unterschätzt.

$$\frac{\sigma_a(\text{Rechnung})}{\sigma_a(\text{Versuch})} = \frac{\sigma_a^{\text{Kerb}}(\text{NH})}{\bar{\sigma}_a^{\text{NH}}} = \frac{575 \text{ N/mm}^2}{730 \text{ N/mm}^2} = 0,79$$

$$\frac{\sigma_a(\text{Rechnung})}{\sigma_a(\text{Versuch})} = \frac{\sigma_a^{\text{Kerb}}(\text{GEH})}{\bar{\sigma}_a^{\text{GEH}}} = \frac{590 \text{ N/mm}^2}{867 \text{ N/mm}^2} = 0,68$$

Die Ursache dafür dürfte zum einen in der nicht hinreichend genau erfassten Eingangsgröße für die dynamische Materialfestigkeit σ_{zdw} nach VELTEN zu suchen sein. Es gibt keine Begründung dafür, dass die Materialkennwerte a und b des 20MoCrS4 ohne Weiteres auf den 18CrNi8 übertragbar sind. Zum anderen trägt auch die unzureichende Bestimmung der statischen Festigkeit R_m dazu bei, die zu einer deutlichen Überschätzung des Mittelspannungseinflusses führt.

A.4.2 FKM-Richtlinie

Auch die Berechnungsmethode der FKM-RICHTLINIE [HHS⁺02] beruht auf örtlich elastischen Spannungen. Die zur Berechnung herangezogenen Formeln sind ebenfalls zum Teil in Kapitel 4 bereits erwähnt⁷⁸.

Als Eingangsgrößen werden - bezogen auf den Kerbgrund des Spickels - folgende Bauteilparameter verwendet:

⁷⁸Hier wird zur besseren Nachvollziehbarkeit die Parameterindizierung der Richtlinie verwendet, auch wenn in der restlichen Arbeit für den selben Parameter andere Indices Verwendung finden können.

Parameter	Einheit	Wert
Zugfestigkeit R_m	$[N/mm^2]$	1350
Randhärte	[HV]	750
Rauigkeit R_z	$[\mu m]$	1,8
bezogenes Spannungsgefälle χ^*	1/mm	2,4
Randschichtfaktor K_V	-	2,0
Minimalspannung σ_{min}	$[N/mm^2]$	240

Die Berechnung wird für volumenförmige, nicht geschweißte Bauteile aus einsatzgehärtetem Stahl durchgeführt. Da die Richtlinie für einsatzgehärtete Bauteile die Berechnung nach der NH vorschlägt, wird sie an dieser Stelle auch nur für die Richtung der ersten Hauptspannung (Index 1) durchgeführt.

Die werkstoffbezogene Dauerfestigkeit $\sigma_{w,zd}$ wird aus der Zugfestigkeit R_m ⁷⁹ berechnet:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{w,zd} &= f_{w,\sigma} \cdot R_m \\
 &= 0,40 \cdot 1350 \, N/mm^2 \\
 &= 540 \, N/mm^2
 \end{aligned}$$

Da die Versuche bei Raumtemperatur ablaufen, bleibt der Einfluss der Temperatur unberücksichtigt.

Die Berücksichtigung der Inhomogenität des Spannungszustandes erfolgt durch die spannungsmechanische Stützziffer abgeleitet aus dem bezogenen Spannungsgefälle (Gleichung 50). Zu deren Berechnung schlägt die FKM-RICHTLINIE für randschichgehärtete Bauteile die Verwendung eines anderen Wertes für R_m als den aus den Probenstücknormwerten abgeleiteten vor:

⁷⁹Bei dem angegebenen Wert handelt es sich um den Probenstücknormwert des blindgehärteten Zustandes. In DIN 10084 ist ein Wert von $1230 \, N/mm^2$ bis $1470 \, N/mm^2$ vorgeschrieben. Zur Berechnung wird ein Wert von $1350 \, N/mm^2$ als Mittelwert verwendet.

$$\begin{aligned}
R_m &= 3,3 \cdot HV \\
&= 3,3 \cdot 750 HV \\
&= 2475 \text{ N/mm}^2
\end{aligned}$$

Die spannungsmechanische Stützziffer n_σ für einen Wertebereich des bezogenen Spannungsgefälles $\overline{G}_\sigma > 1 \text{ mm}^{-1}$ ergibt sich zu:

$$\begin{aligned}
n_\sigma &= 1 + \sqrt[4]{\overline{G}_\sigma \cdot \text{mm}} \cdot 10^{-\left(0,5 + \frac{R_m}{2700 \text{ N/mm}^2}\right)} \\
&= 1 + \sqrt[4]{2,4} \cdot 10^{-\left(0,5 + \frac{2475 \text{ N/mm}^2}{2700 \text{ N/mm}^2}\right)} \\
&= 1,05
\end{aligned}$$

Auch zur Berechnung des Oberflächeneinflusses wird der Wert von R_m für randschichgehärtete Bauteile verwendet.

$$\begin{aligned}
K_{R,\sigma} &= 1 - a_{R,\sigma} \cdot \log\left(\frac{R_z}{\mu\text{m}}\right) \cdot \log\left(\frac{2 \cdot R_m}{R_{m,N,\min}}\right) \\
&= 1 - 0,22 \cdot \log(1,8) \cdot \log\left(\frac{2 \cdot 2475}{400}\right) \\
&= 0,94
\end{aligned}$$

Der Einfluss der Randschichthärtung wird durch den Randschichtfaktor K_V berücksichtigt. In der Richtlinie ist in einer Tabelle ein möglicher Wertebereich von 1,50 bis 2,50 für gekerbte Proben von 8 mm bis 15 mm vorgegeben. Zur Berechnung wird der Mittelwert herangezogen.

$$K_V = 2,0 \tag{201}$$

Alle konstruktiv bedingten Einflussgrößen werden durch den Konstruktionsfaktor $K_{WK,\sigma}$ berücksichtigt.

$$\begin{aligned} K_{WK,\sigma 1} &= \frac{1}{n_{\sigma,1}} \cdot \left(1 + \frac{1}{\overline{K}_f} \cdot \left(\frac{1}{K_{R,\sigma}} - 1 \right) \right) \cdot \frac{1}{K_V \cdot K_S \cdot K_{NL,E}} \\ &= \frac{1}{1,05} \cdot \left(1 + \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{1}{0,94} - 1 \right) \right) \cdot \frac{1}{2,0 \cdot 1 \cdot 1} \\ &= 0,49 \end{aligned}$$

Die örtlich ertragbare Wechselfestigkeit ergibt sich zu:

$$\begin{aligned} \sigma_{WK,1} &= \frac{\sigma_{W,zd}}{K_{WK,\sigma 1}} \\ &= \frac{540 \text{ N/mm}^2}{0,49} \\ &= 1002 \text{ N/mm}^2 \end{aligned}$$

Die Berücksichtigung von Mittelspannungen erfolgt durch den Mittelspannungsfaktor $K_{AK,\sigma}$. Zu dessen Berechnung wird die Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ nach SCHÜTZ verwendet.

$$\begin{aligned} M_\sigma &= a_M \cdot \frac{R_m}{MPa} \cdot 10^{-3} + b_M \\ &= 0,35 \cdot 2475 \cdot 10^{-3} - 0,10 \\ &= 0,77 \end{aligned}$$

Bei den Versuchen am Impulsprüfstand ist die Unterlast L_u und damit die Minimalspannung σ_{min} konstant. Dadurch ergibt sich zur

Berechnung von $K_{AK,\sigma}$ der Überlastfall $F3$. Da für Belastungen unter Innendruck immer $R_S \geq 0$ und für das Basisdüsensdesign $\sigma_{min} > 0$ gilt, ergibt sich für die Berechnung der Mittelspannungsbereich III.

$$\begin{aligned}
 K_{AK,\sigma 1} &= \frac{\frac{1+M_\sigma/3}{1+M_\sigma} - \frac{M_\sigma}{3} \cdot \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{WK}}}{1 + M_\sigma/3} \\
 &= \frac{\frac{1+0,77/3}{1+0,77} - \frac{0,77}{3} \cdot \frac{240N/mm^2}{1102N/mm^2}}{1 + 0,77/3} \\
 &= 0,52
 \end{aligned}$$

Die maximal im Kerbgrund ertragbare Schwellspannungsamplitude berechnet sich zu:

$$\begin{aligned}
 \sigma_{AK,1} &= K_{AK,\sigma 1} \cdot K_{E,\sigma} \cdot \sigma_{WK,1} \\
 &= 0,52 \cdot 1 \cdot 1102N/mm^2 \\
 &= 573N/mm^2
 \end{aligned}$$

Auch hier unterschätzt die Rechnung die experimentell ermittelte Dauerfestigkeit für den Mittelwert der Eingangsgröße K_V .

$$\frac{\sigma_a(Rechnung)}{\sigma_a(Versuch)} = \frac{\sigma_{AK,1}}{\bar{\sigma}_a^{NH}} = \frac{573 N/mm^2}{730 N/mm^2} = 0,78$$

Die Autoren der Richtlinie definieren nicht eindeutig, welcher Wert der Zugfestigkeit in die Formel zur Berechnung der Mittelspannungsempfindlichkeit M_σ einzusetzen ist. Neben dem Wert für die einsatzgehärtete Randschicht von $R_m = 2475 N/mm^2$, der für die anderen

Übertragungsparameter explizit vorgeschrieben ist, kann auch der Normwert des blindgehärteten Zustands verwendet werden.

Dadurch ändert sich die Mittelspannungsempfindlichkeit in einem nicht unerheblichen Maße:

$$\begin{aligned} M_\sigma &= 0,35 \cdot 1350 \cdot 10^{-3} - 0,10 \\ &= 0,37 \end{aligned}$$

Dementsprechend ändert sich auch der Wert für $K_{AK,\sigma 1}$

$$\begin{aligned} K_{AK,\sigma 1} &= \frac{\frac{1+0,37/3}{1+0,37} - \frac{0,37}{3} \cdot \frac{240N/mm^2}{1002N/mm^2}}{1 + 0,37/3} \\ &= 0,71 \end{aligned}$$

und der maximal ertragbaren Schwellspannungsamplitude $\sigma_{AK,1}$:

$$\begin{aligned} \sigma_{AK,1} &= 0,71 \cdot 1 \cdot 1102N/mm^2 \\ &= 782N/mm^2 \end{aligned}$$

Dadurch stimmen Rechnung und Versuch deutlich besser überein.

$$\frac{\sigma_a(Rechnung)}{\sigma_a(Versuch)} = \frac{782N/mm^2}{730N/mm^2} = 1,07$$

Bezieht man jedoch die Extremwerte der Eingangsgrößen R_m und K_V in die Berechnung mit ein, kann die rechnerisch zulässige Spannungsamplitude stark unterschiedliche Werte annehmen.

$$\begin{aligned}\sigma_{AK,1}^{min}(R_m = 1230 \text{ N/mm}^2; K_V = 1, 5) &= 539 \text{ N/mm}^2 \\ \sigma_{AK,1}^{max}(R_m = 1470 \text{ N/mm}^2; K_V = 2, 5) &= 1025 \text{ N/mm}^2\end{aligned}$$

Die FKM-Richtlinie ist zwar universell gültig, aber für den konkreten Fall (zumindest für randschichtverfestigte Bauteile) nicht einsetzbar. Nur wenn die Festigkeitskennwerte des verfestigten Werkstoffes hinreichend bekannt sind, können damit sinnvolle Ergebnisse erzielt werden. Die Abschätzung dieser Kennwerte aus dem blindgehärteten Zustand ist mit zu großen Unsicherheiten behaftet und die aus dem Einsatzgehärteten liefert kein zufriedenstellendes Ergebnis.

B Thesen der Arbeit

Bekannte Richtlinien und Methoden der dynamischen Festigkeitsberechnung sind alleine nicht ausreichend Komponenten moderner Dieseleinspritzsysteme auszulegen.

Die inhomogenen Festigkeitseigenschaften der einsatzgehärteten Randschicht werden für, nach der Normalspannungshypothese gebildeten Kerbspannungen durch den, an die lokale Härte gebundenen Ansatz von MUARAKAMI, hinreichend beschrieben. Bei Anwendung der Gestaltänderungsenergiehypothese ist dies nicht mehr zutreffend.

Die Oberflächenrauigkeit nimmt weitaus größeren Einfluss auf die ertragbare Spannungsamplitude, als von den bisherigen Berechnungsansätzen angenommen.

Die Abhängigkeit der Dauerfestigkeit von der absoluten Kerbgröße lässt sich sowohl spannungsmechanisch als auch statistisch erklären, wobei mit letzterem Ansatz die besseren Ergebnisse erzielt werden. Die Abweichung vom Experiment ist dann allerdings mit 35 % immer noch unbefriedigend groß, so dass damit nur eine erste Abschätzung getroffen werden kann.

Die Kerbgrundspannungen können sowohl nach der Normalspannungshypothese als auch der Gestaltänderungsenergiehypothese gebildet werden. Keine der beiden Vergleichsspannungshypothesen hat sich bei der Beschreibung der Versuchsergebnisse besonders hervorgehoben. Entgegen der herrschenden Meinung liefert die Gestaltänderungsenergiehypothese die tendenziell bessere Übereinstimmung mit dem Experiment.

Der Mittelspannungseinfluss im untersuchten Bereich von $-0,25 \leq R_\sigma \leq 0,5$ wird durch die Goodman-Gerade beschrieben. Die dazugehörige Mittelspannungsempfindlichkeit nach SCHÜTZ wird durch den Ansatz der FKM-Richtlinie für die Zugfestigkeit des blindgehärteten Werkstoffzustandes hinreichend abgeschätzt.

Für die Innendruckversuche ist die festgelegte Grenzlastspielzahl von

$5 \cdot 10^6$ ausreichend bemessen. Für Untersuchungen an der Resonanzprüfmaschine wäre eine Erhöhung auf $1 \cdot 10^7$ sinnvoller gewesen.

Trotz Verwendung eines Serienbauteils als Prüfling, ist die Festigkeitsstreuung, bedingt durch Geometrietoleranzen, klein gegenüber der Ermittlungsgenauigkeit der mittleren Festigkeit.

Für das verwendete Probitverfahren mit einem Prüfumfang von je 10 Teilen auf zwei unterschiedlichen Lasthorizonten, liegt die Ermittlungsgenauigkeit der mittleren Festigkeit für ein Konfidenzniveau von 95 % bei durchschnittlich ± 10 %, wenn sich die Ausfallraten um wenigstens 70 % unterscheiden. Die Bestimmung der Festigkeitsstreuung der Grundgesamtheit ist mit diesem Verfahren nicht hinreichend möglich.

Das vorgestellte Berechnungskonzept, basierend auf örtlich-elastischen Spannungen, ermöglicht die Berechnung der mittleren Dauerfestigkeit auf $\pm 9,7$ % genau bei einem Konfidenzniveau von 95 %. Begrenzt wird die Berechnungsgüte nur von der experimentellen Ermittlungsgenauigkeit.

Die Einbringung von statischen, lastinduzierten Druckspannungen erhöht die ertragbaren Spannungsamplituden gemäß der Mittelspannungsempfindlichkeit.

Eine betriebsfeste anstelle einer dauerfesten Auslegung kann für Komponenten von Common-Rail-Systemen bei Verwendung der Standardlastfolge eine Steigerung des zulässigen Betriebsdrucks um 46 % bewirken.

Die, neben dem Verteilungsmodell zur Ableitung eines auf dem statistischen Charakter der Festigkeitseigenschaften basierenden Sicherheitsfaktor als Bemessungsgrundlage notwendige Festigkeitsstreuung, ließ sich aus den Versuchsergebnissen nicht zuverlässig ableiten. Der Richtwert von ADENSTEDT für randschichtverfestigte Bauteile mit $T_L = 1,16$ kann jedoch als realistischer Ersatzwert dafür angesehen werden.

C Erklärung

Ich versichere, dass die vorliegende Arbeit ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel angefertigt habe. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Bei der Auswahl und Auswertung folgenden Materials haben mir die nachstehend aufgeführten Personen in der jeweils beschriebenen Weise unentgeltlich geholfen:

1. Alwin Perras Strukturmech. Berechnungen der Formzahlen und Spannungsgradienten aller Bauteile
2. Michael Schüller Strukturmech. Berechnungen der Formzahl für die Rundprobe
3. Andreas Diemar Strukturmech. Berechnungen der Formzahl und des Spannungsgradienten für die Rohrprobe und die Spritzlochverschneidung sowie der Spannungsintegrale aller Kerbfälle
4. Daniel Paul Durchführung der Lebensdauerberechnung

Weitere Personen waren an der inhaltlich-materiellen Erstellung der vorliegenden Arbeit nicht beteiligt. Insbesondere habe ich hierfür nicht entgeltliche Hilfe von Vermittlungs- bzw. Beratungsdiensten (Promotionsberater oder anderer Personen) in Anspruch genommen. Niemand hat von mir unmittelbar oder mittelbar geldwerte Leistungen für Arbeiten erhalten, die im Zusammenhang mit dem Inhalte der vorgelegten Dissertation stehen.

Die Arbeit wurde bisher weder im In- noch im Ausland in gleicher oder ähnlicher Form einer Prüfungsbehörde vorgelegt.

Ich bin darauf hingewiesen worden, dass die Unrichtigkeit der vorstehenden Erklärung als Täuschungsversuch angesehen wird und den erfolglosen Abbruch des Promotionsverfahrens zur Folge hat.

Obertraubling, den 28.08.2006